



TITLE:

自己回帰モデルによる都市ごみ焼却炉の自動燃焼制御に関する研究(Dissertation\_全文)

AUTHOR(S):

藤原, 健史

---

CITATION:

藤原, 健史. 自己回帰モデルによる都市ごみ焼却炉の自動燃焼制御に関する研究. 京都大学, 1989, 工学博士

ISSUE DATE:

1989-09-25

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.k4386>

RIGHT:

自己回帰モデルによる都市ごみ焼却炉の  
自動燃焼制御に関する研究

平成元年 5 月

藤 原 健 史

# 自己回帰モデルによる都市ごみ焼却炉の 自動燃焼制御に関する研究

平成元年 5 月

藤 原 健 史

# 目 次

## 第1章 序論

1.1	本研究の目的	1
1.2	都市ごみ焼却炉とA C Cの歴史	1
1.3	都市ごみ焼却炉の構造と自動燃焼制御	2
1.3.1	炉の構造	3
1.3.2	主制御	3
1.3.3	副制御	4
1.3.4	他のタイプの炉と自動燃焼制御	5
1.4	都市ごみ焼却炉の抱える問題	6
1.5	統計的モデルとそれに基づく最適制御を適用する理由	7
1.6	A Rモデルによる制御の現状	7
1.7	本論文の特徴	8

## 第2章 自己回帰モデルの作成と最適制御系設計の手法

2.1	はじめに	11
2.2	統計的データの取り扱い	11
2.2.1	定常性とエルゴード性	11
2.2.2	定常性の検定	12
2.3	A Rモデルの作成とモデルの評価	13
2.3.1	一次元A Rモデルの自己回帰係数の決め方	13
2.3.2	一次元A Rモデルの次数の決め方	16
2.3.3	多次元A Rモデルの自己回帰係数の決め方	18
2.3.4	多次元A Rモデルの次数の決め方	19
2.3.5	ホワイトノイズシミュレーションとワンポイントプレディクション	19
2.4	A Rモデルによるシステム解析	20
2.4.1	パワースペクトル密度関数	20
2.4.2	一次元有理型スペクトル密度関数	22
2.4.3	クロススペクトル密度関数とコヒーレンシー関数	22
2.4.4	多次元有理型スペクトル密度関数	24
2.5	フィードバックシステムとノイズ寄与率	25
2.5.1	焼却炉のフィードバックシステム	25
2.5.2	A Rモデルのフィードバックシステムへの適用	27



2.5.3	ノイズ寄与率	30
2.6	最適制御系の設計と制御シミュレーション	32
2.6.1	ARモデルの状態空間表現	32
2.6.2	制御用多次元ARモデルの次数の決め方	35
2.6.3	最適フィードバック制御系設計のためのダイナミック・プログラミング	36
2.6.4	重み行列 $Q_1$ 、 $R$ の決定方法と最適化自動収束計算法	39
2.7	さいごに	42

### 第3章 手動運転による同定実験とシステム解析

3.1	はじめに	43
3.2	A都市ごみ焼却炉の特徴	43
3.3	手動による同定実験	46
3.4	ARモデル作成と解析の手続き	50
3.5	ARモデルの作成	50
3.5.1	モデル変数の一次選択	51
3.5.2	ARモデルあてはめによる二次変数選択	54
3.5.3	ARモデルの評価	56
3.6	システムの解析	59
3.6.1	ノイズ寄与率	59
3.6.2	ステップ応答シミュレーション	60
3.7	考察	62
3.7.1	負荷設定の異なるARモデルの比較	62
3.7.2	データのタイムステップについての考察	63
3.8	さいごに	66

### 第4章 同定ノイズによる同定実験とACCの最適運転条件の検討

4.1	はじめに	67
4.2	都市ごみ焼却炉へのADC方式の適応	67
4.2.1	ACCとARモデル制御の比較	67
4.2.2	ADC方式	70
4.2.3	ACCとARモデル制御との協調性	71
4.3	同定ノイズによる同定実験(1)	72
4.3.1	同定ノイズの作成方法(1)――MAノイズ	72
4.3.2	同定実験の方法	75
4.3.3	同定実験の結果と問題点	78
4.4	ACCの最適運転条件の検討――システム解析の面から	78

4.4.1	同定ノイズの作成方法(2)――ARノイズ	81
4.4.2	同定実験の結果	83
4.4.3	NO <sub>x</sub> 濃度と炉温分布の関係	86
4.4.4	システム解析による同定実験条件の評価	90
4.5	ACCの最適運転条件の検討――最適制御系設計の面から	93
4.6	さいごに	98

## 第5章 ACC+ARモデル協調制御による制御実験

5.1	はじめに	101
5.2	都市ごみ焼却炉におけるボイラ蒸発量とNO <sub>x</sub> 濃度の同時制御(1)	101
5.2.1	低負荷実験(低負荷A1)	102
	(1)同定実験	102
	(2)ARモデルの作成とシステム解析	119
	(3)最適フィードバックゲインの計算	126
	(4)制御実験	132
5.2.2	高負荷実験(高負荷A2)	132
	(1)同定実験	132
	(2)ARモデルの作成とシステム解析	140
	(3)最適フィードバックゲインの計算	146
	(4)制御実験と問題点	148
5.2.3	高負荷実験(高負荷B1)	151
	(1)同定実験	151
	(2)ARモデルの作成とシステム解析	157
	(3)最適フィードバックゲインの計算	161
	(4)制御実験	163
5.2.4	制御実験のまとめ	166
5.3	ACC+ARモデル協調制御による制御実験(2)――長期安定性の検討	167
5.3.1	実験対象炉の概要	167
5.3.2	実験	169
	(1)同定実験	169
	(2)ARモデルの作成とシステム解析	174
	(3)最適フィードバックゲインの計算	178
	(4)短期制御実験	180
5.3.3	長期制御実験	182
5.3.4	制御実験のまとめ	188
5.4	さいごに	188

## 第6章 ACC+ARモデル協調制御による高温燃焼制御

6.1	はじめに	191
6.2	高温燃焼実験の準備	192
6.2.1	燃焼空気量、二次燃焼空気量の計算	193
6.2.2	ごみ発熱量の設定	194
6.2.3	二次燃焼空気の吹き込み位置	194
6.2.4	サクションパイロメータによる温度測定	195
6.3	高温燃焼制御用のACC+ARモデル協調制御の特徴	195
6.4	ブランク実験	196
6.5	高温燃焼の同定及び制御実験	196
6.5.1	高温燃焼実験(A)ーボイラ蒸発量・NO <sub>x</sub> 濃度・炉温の同時制御	196
	(1)同定実験の方法	196
	(2)ARモデル作成とシステム解析	199
	(3)最適フィードバックゲインの計算	121
	(4)制御実験と問題点	202
6.5.2	高温燃焼同定実験(B)ーボイラ蒸発量・第一燃焼室ガス温度・ 後燃焼段上ガス温度制御	205
	(1)同定実験の方法	205
	(2)ARモデル作成とシステム解析	208
	(3)最適フィードバックゲインの計算	209
	(4)制御実験	211
6.6	高温燃焼制御実験	213
6.7	収録データおよび分析結果について	216
6.8	さいごに	218

## 第7章 結論

7.1	本研究の総括	219
7.2	将来の展望	220

謝辞	221
----	-----

参考文献	222
------	-----

# 第 1 章 序 論

## 第1章 序論

### 1.1 本研究の目的

本研究の第一の目的は、都市ごみ焼却炉で問題となっている窒素酸化物( $\text{NO}_x$ )の生成を低減・安定化する自動燃焼制御を実現することである。そのため、都市ごみ焼却炉のモデルとして、自己回帰モデル (Auto-Regressive model: ARモデル) を作成し、そのモデルをベースに最適制御系を構築することを目指している。そして第二の目的は、その制御系をさらに高温燃焼制御へと適応してゆくことである。

統計的モデルの代表であるARモデルと、多変数制御を可能とする最適制御の組合せについては、すでに理論が確立されているのに加かわらず、実際にプラントに適応された例は少ない。実用的な制御システムを完成させるためには、現場における同定実験の工夫と、経験的知識を活かしたARモデルの作成技術及び最適制御系の設計技術が必要であると考えられる。そこで本研究では、まず、都市ごみ焼却炉における同定実験からARモデル作成、システム解析、制御実験に至るまでに必要となる作業手続きを総合的に検討する。次に、多変数制御を達成するために試みた制御系構成の段階的な改善方法について述べる。そして、都市ごみ焼却炉の燃焼制御に対するARモデル制御の適合性を評価する。

本章では、本研究の対象である都市ごみ焼却炉と自動燃焼制御についての理解を深めるため、その誕生からの歴史を振り返り、次にそれらの構造と機能について概説する。そして、本研究で取り扱う燃焼制御に関連する問題点、すなわち $\text{NO}_x$ の生成及び高発熱量ごみによる炉内高温化の問題について取りあげ、その解決方法として「ARモデルに基づく制御」を採用する理由について述べる。

### 1.2 都市ごみ焼却炉とACCの歴史<sup>1)~3)</sup>

ごみ焼却施設は、昭和38年に始まった第一次廃棄物処理施設整備5か年計画を契機として各地に建設されてきた。ごみ焼却施設はごみを焼却することによって減量化し、衛生的に安定化、無公害化するための施設であり、埋立処分の中間処理施設として位置付けられる。その中で都市ごみ焼却炉の歴史は、昭和30年代後半、連続式機械炉が建設された時に始まる。それまでのバッチ炉に比べてごみを大量に焼却することを目的としており、処理ラインの多くの部分が機械化された。都市ごみ焼却炉は収集したごみの焼却完遂と、焼却残さの熱灼減量の低減化を主目的とし、他に悪臭・灰の溶融・炉の耐久性の問題から炉温の安定維持を運転の基本とした。そして、不均一な性質や形状を持つごみを燃やすために、ごみ焼却炉では多くのオペレータの経験と勘が必要とされた。

国民の所得が向上し、大量生産、大量消費の時代を迎えると、ごみ量が急激に増加し始める。それに応じて都市ごみ焼却炉の数が増え、規模が大型化してゆく。技術的には機械設備の改良とともに、計装制御面での飛躍的な進歩が見られる。初期の計装には油圧式、空気圧式が採用されていたが、電子式に変わると炉の周りで測定された各種信号を計算機



で収録・監視できるようになり、監視・操作性が向上した。そして、これが後に計算機による燃焼制御に発展してゆく。しかし、この段階では自動化といってもセクションごとであり、例えば、トラックのスケーリングやごみの投入管理に始まり、複数機器の操作をワンアクションでおこなう連動機構や、ITVを使った中央制御室からの遠隔操作による運転補助といういわゆる運転操作の省力化が主体であり、計算機による燃焼の自動化はさらに次の段階を待つことになる。

昭和48年、わが国は突然にしてオイルショックの衝撃を受ける。社会のエネルギーに対する認識が変わると、都市ごみ焼却プラントはエネルギー回収プラントとして位置付けられるようになった。なぜなら、炉出口に廃熱ボイラを併設し、排ガスの余熱で蒸気を発生させ、タービン・発電機をまわすことにより、電気を発生することができるからである。その電力を焼却場内で利用するだけでなく、余った電力を電力会社に売れば運転経費の節減になる。そこで、都市ごみ焼却炉では売電することのできる品質のよい電力を得るために、ボイラ蒸発量を安定に保つことが必要となってきた。この新しい目的を実現するため、計算機による燃焼の自動制御システムが、新しいセンサー技術とともに都市ごみ焼却炉に導入されることになる。自動燃焼制御 (Automatic Combustion Control: ACC) は燃焼を良好な状態に維持するとともに、ボイラ蒸発量を高い精度で安定化させることを目的として設計された。計算機と計測器の性能向上と高度な制御技術をベースに、自動燃焼制御は適切なごみ送り操作と燃焼空気の供給操作を行う。中央制御室ではすべての計測値を監視でき、またあらゆる操作ができるため、オペレータの作業量は大幅に軽減し、作業能力のばらつきが少なくなり、安定したプラントの運転が維持できるようになった。

### 1.3 都市ごみ焼却炉の構造と自動燃焼制御<sup>4)-21)</sup>

次に、現在の都市ごみ焼却炉の構造及び自動燃焼制御の機能について、焦点を当てることにする。

都市ごみ焼却炉の構造を燃焼過程の違いから大きく分けると、(a)乾燥・燃焼・おき燃焼のプロセスが分離している階段式ストーカ炉、(b)乾燥と燃焼のプロセスの区分が明確でなく、燃焼とおき燃焼が連続している逆送り式ストーカ炉、(c)乾燥・燃焼・おき燃焼のプロセスが連続している回転ストーカ炉、の3つのタイプに分けられ、自動燃焼制御はそれぞれの炉構造にあわせて開発されている。ここでは、まず本研究の対象となる(a)の階段式ストーカ炉の構造と自動燃焼制御について説明し、その後で他の2つのタイプ(b)(c)と比較を試みる。

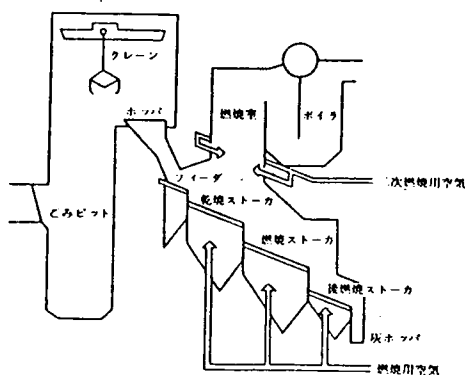


図1.1 階段式ストーカ炉の構造

### 1.3.1 炉の構造

階段式ストーカ炉は多くの炉に採用されており、その一般的な構造を図1.1に示す。ホッパから投入されたごみはフィーダで切り出される。乾燥ストーカ上で乾燥したごみは燃焼ストーカ上に落下して炎燃焼し、下流方向へ移動しながらやがて炎燃焼を終了する。この終了の位置を燃え切り点という。灰と一部燃え残ったごみは、後燃焼ストーカ上に落下しておき燃焼し、灰ホッパに落下する。

燃焼用空気は、乾燥・燃焼・後燃焼の各ストーカの下から吹き込まれる。燃焼後の排ガスは燃焼室を通して廃熱ボイラに入る。燃焼室には二次空気を吹き込み、二次燃焼を促進している。

### 1.3.2 主制御

都市ごみ焼却炉開発当初の制御目的は、決められたごみ量を燃やし切ること、熱灼減量を一定値以下に維持することなどであったが、ボイラ蒸気で発電するようになると、ボイラ蒸発量制御がA C Cの主制御となった。一般的なボイラ蒸発量制御のアルゴリズムを図1.2に示す。

ボイラ蒸発量の設定値は直接与えられることもあるが、目標焼却量で与えられることもある。後者の場合には、目標焼却量と推定ごみ発熱量の積である燃焼発生熱量を計算し、その燃焼発生熱量に見合ったボイラ蒸発量をボイラ蒸発量設定値とする。ただし、推定ごみ発熱量はあらかじめ設定される場合と、過去数時間の炉の熱収支から計算され随時更新される場合がある。次に、ストーカ速度基準値が燃焼発生熱量から、燃焼空気基準値が空気過剰率と燃焼発生熱量から決められる。そして、ボイラ蒸発量の設定値のまわりの変

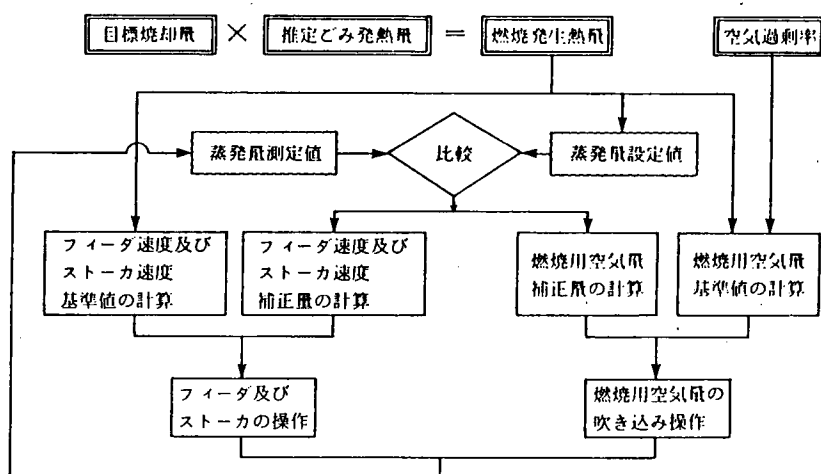


図1.2 ボイラ蒸発量制御フロー

動分を抑えるため、ボイラ蒸発量設定値とリアルタイムに測定されたボイラ蒸発量との偏差から補正值が計算され、ストーカ速度基準値と燃烧空気量基準値に加えられて出力される。燃烧空気量を操作するとボイラ蒸発量に速く応答が現れることから、変動周期が短いものは燃烧空気量操作で、周期が長い場合にはストーカ速度操作で対応するようにPID制御系が組まれている。

### 1.3.3 副制御

ごみの発熱量は均一でないため、ボイラ蒸発量を一定に制御するだけでは燃烧が不安定となる。例えば、燃え切り点が下流側へ大幅に移動すると熱灼減量が悪化する。また、炉温が上昇し過ぎると灰が熔融し、ストーカの隙間に入り込んでストーカの動きを妨げたり、炉壁にクリンカが生成してごみの流れを妨害する。そして、燃烧空気を過剰に投入するときには、NOx濃度が上昇する。自動燃烧制御はボイラ蒸発量だけでなく、燃烧状態を安定化することを目的としているため、安定燃烧の指標となる信号を監視し、必要ならばストーカ速度や燃烧用空気量の信号に補正を加えるといった部分的制御も行っている。以下にその代表的な例を示す。

#### (1) ごみ層厚制御

燃烧段へ絶えず適正なごみ量が供給されるようにごみ層厚を制御する。ごみ層厚の検出には、ストーカの上部と下部のドラフトの差圧から推定する方法や、フィーダから乾燥段、乾燥段から燃烧段への落ち口に設けたマイクロ波レベル計でごみが一定の高さに達しているかどうかを知る方法などがあり、どちらもストーカ速度に補正をかけている。

#### (2) 燃え切り点制御

燃え切り点の位置を検出し、それを一定の範囲に維持するようにストーカ速度と燃烧空気量を補正する。燃え切り点の検出には、炎部分と灰部分の光度差を利用したものが多い。例えば、光量センサで燃烧段の中央付近と後燃段近くの光量を取り込み、その差から判断する方法や、ITVカメラで取り込んだ燃え切り点付近の映像を画像処理して、燃烧帯と灰との境を検出する方法などがある。最近では、カラー画像を取り込んで温度分布の推定や火炎の領域を検出する燃烧監視装置も開発されている。

#### (3) NOx濃度制御

炉内の窒素酸化物は、炉内の温度分布を考えると、空気中の窒素ガスと酸素が結びついて生成する Thermal-NOx よりも、燃烧時にごみ中の窒素分が酸素と結びついて生成する Fuel-NOx の方が支配的である。また、炉内では低酸素濃度となった部分でアンモニアや一酸化炭素等の還元性ガスが生成し、それが炉内のNOxを安定な窒素ガスに還元するため、排ガス中のNOx濃度はごみの燃え方によって変化する。そこで、燃烧空気量の配分を調整してNOxと還元性ガスの発生をうまくコントロールできれば、NOx濃度を低く抑えることができる。還元二段燃烧法は乾燥段の空気を絞り、還元性ガスを多量に発生させて炉内で自己脱硝させる方法であり、自動燃烧制御にこの考え方を取り込んでいる炉がある。また、一時

的なNOx濃度の上昇に対しては、二次空気量や燃焼空気量を減らすようなアルゴリズムが組み込まれている。最近ではNOx濃度と炉温の制御のために、水噴射や尿素噴霧、排ガス再循環などの設備を備える炉もあり、それらの操作が自動燃焼制御に組み込まれるようになってきている。

#### (4) 炉温制御

最近のごみは高分子化合物を多く含み、発熱量が高い。そのため、都市ごみ焼却炉では炉温が高くなる傾向にある。炉温制御は急激な温度上昇時に空気を吹き込み炉温を下げる操作である。空気量が多すぎるとNOx濃度が上昇するため、吹き込み量は最小限に押える必要がある。

#### 1.3.4 他のタイプの炉と自動燃焼制御

図1.3はフィーダと逆送り式ストーカで構成される炉である。逆送りストーカは攪拌に優れ、ごみが非常によく燃える。フィーダから燃焼段への落下点には主燃焼ゾーンが形成されており、ごみが供給されると速やかに乾燥・燃焼する。ごみの送りは、燃焼状態の変化に極めて速く応答することから、ボイラ蒸発量と炉出口ガス温度の制御は、フィーダとストーカの送りのON・OFF切り替えだけで行える。また、燃焼効率がよいため、燃焼空気量を細かく操作することはせず、燃焼空気を一定の分配比率で燃焼ストーカ下から吹き込んでいる。乾燥過程に時間をとる必要のないこの燃焼方式は、炉内での自己脱硝が起こらずNOx濃度が高くなる。そこでこの炉では、NOx濃度制御および総量制御を組み込んでいる。

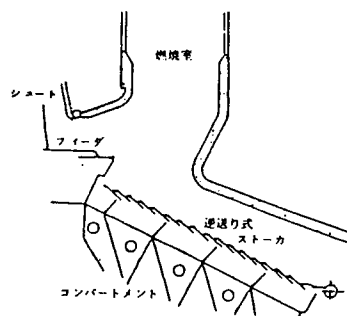


図1.3 逆送り式ストーカ炉の構造

図1.4はフィーダと7つの回転ストーカから構成される回転式ストーカ炉である。ごみはフィーダで切り出され、ストーカの回転により下流側に移動してゆく。ストーカの回転速度は独立に操作できるため、ごみ層厚を自由に調整できるという長所をもっているが、多段式ストーカ炉の各段ごとの落差がないため、ごみが攪拌しにくい面もある。燃焼空気は各ストーカごとに供給することができ、速い変動の外乱に対して燃焼用空気量の分配操作で燃焼速度（発生熱量）を調節している。この炉では、乾燥過程の時間が十分とれるため、還元二段燃焼が可能である。

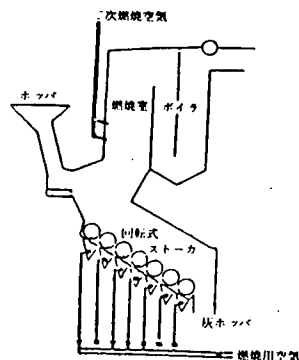


図1.4 回転式ストーカ炉の構造

近年では、新しい制御方式として人工知能(AI)による制御が開発されている。AIによる制御の長所

は、経験的知識による制御であるため信頼がおけることや、センサで代用することのできないごみの燃え方の情報、すなわち、ごみの燃え易さやごみの分布状態、炎の広がり方、色等の人間が目で見えて判断する情報を利用できることであり、短所としては開発に時間がかかり、知識が多くなってきた場合にその知識のメンテナンスに労力があることであろう。

#### 1.4 都市ごみ焼却炉の抱える問題<sup>34)-43)</sup>

現在の都市ごみ焼却炉に目を向けると、都市域に人口が局在化し、住宅地が都市周辺に広がったことから、住宅に近接して都市ごみ焼却炉が建設されるケースが多くなってきており、都市ごみ焼却炉からの二次公害が大きな問題となっている。例えば、排ガス中の有害物質には、従来から問題となっている窒素酸化物、イオウ酸化物、塩素化合物などの他に、近年問題として取り上げられた乾電池中の水銀や燃焼時に生成するダイオキシン等の有機塩素化合物など、枚挙に暇がない。製品の素材が多様化するに従い、それらを燃やしたときに発生する新しい有害物質が気相あるいは液相中にばらまかれ、我々の生活を脅かすことになる。そこで、有害物質の拡散を防止するために除去装置を設けることが必要となり、現在、都市ごみ焼却炉の建設費は増大し続けている。

ここにおいても、燃焼制御の重要性が指摘されよう。ボイラ蒸発量だけに限らず、これらの有害物質の発生を抑えながら従来の燃焼安定性を維持する制御が、現在望まれている自動燃焼制御である。もし有害物の発生量が安定すれば、除去装置の設計値の枠を明確にすることができるため建設コストが削減され、さらには焼却炉や除去装置の延命化につながると考えられる。

そこで本論文では、現在の都市ごみ焼却炉において燃焼を制御することで改善される次の二つの問題に焦点を絞り、これらの問題の解決を図る燃焼制御を検討する。

##### (1) 窒素酸化物発生の問題<sup>22)-33)</sup>

排ガス中の窒素酸化物の問題は、近年（昭和57年）、大都市において総量規制が施行されたことからわかるように、社会的に見て重要度の高い問題である。生成したNOxを除去するために排煙脱硝装置を付けることは可能であるが、低NOx化の根本はあくまでもNOxが発生しにくい燃焼状態を作り出すことである。上述した還元二段燃焼法はNOx抑制に有効であるが、この方法を実用するためには、燃焼が刻々と変化する状態での燃焼空気量とNOx濃度の関係を同定し、動的制御方法を見つけることが必要である。

##### (2) ごみの高発熱量化の問題<sup>38)-42)</sup>

都市ごみ中にプラスチック等の高分子化合物が多量に含まれると炉内の温度が上昇し、クリンカが生成して炉材を痛め、焼却炉の耐久度が低下する。さらに、炉温の上昇を避けるため燃焼空気量を減らせば一酸化炭素の増大を招き、焼却量を減らせば目標量の処理ができなくなるという問題が生じる。そこで、従来の焼却炉においては、高温に耐えうる炉材に取り替え、高温を維持しながら安定して燃やすことを考える必要がある。高温時には、従来のACCでは燃焼状態が不安定となるため、ACCの改善あるいはこれを補助する制



御系が望まれる。

以上は、現在の都市ごみ焼却炉の自動燃焼制御が早急に対応してゆかなければならない重要な課題である。

#### 1.5 統計的モデルとそれに基づく最適制御を適用する理由

都市ごみ焼却炉で $\text{NO}_x$ 濃度や炉温の自動制御を実現するためには、次の二点を考慮する必要がある。

##### (1) モデル作成面について

制御系は一般に数学モデルをベースに構築されるため、 $\text{NO}_x$ の生成と脱硝に関するモデルを作成する必要がある。さらに、還元二段燃焼を自動燃焼制御に取り入れるためには、ごみの動きや燃焼ガスの流れ、温度の分布なども複雑に関係してくる。そのため、実験装置規模で反応のモデル化が可能であっても、それを実炉で外挿することは難しく、すべてを理論モデルで表すことは困難である。

##### (2) 制御面について

大型の都市ごみ焼却炉ではボイラ蒸発量を制御していることが多く、 $\text{NO}_x$ 濃度や炉温の制御はボイラ蒸発量の安定を図った上での制御であることが前提となるため、多変数燃焼制御系の確立が必要となる。しかし、通常のACCは多変数の同時制御に向いていない。なぜなら、PID制御系は一入力一出力の系を対象としているため、それらを互いに干渉することなく組み合わせ、複雑な燃焼制御を実現することは難しいからである。

これらの問題に対し、ARモデルと最適制御の組合せは次のような長所がある。まず、ARモデルはごみ質の変化の統計的側面を捉えて、燃焼プロセスに関連した複数の観測値間の関係を線形モデル化したものである。そのため、実際の焼却炉に最も近い動きをするモデルと言える。また、ARモデルを使用すると、時間の因果関係を正しく同定することができるため、システム内にフィードバックループが存在する場合に有効である。一方、最適制御は多変数を同時に制御することを可能にする。すなわち、複数の制御対象をそれぞれの定常値に収束させるため、必要最小限の、かつ互いに干渉することのない最適操作量を常に計算しながら制御を進める手法である。多変数のARモデルをベースに最適制御系を設計する方法はすでに確立されており、手順に従えば簡単に制御系が設計できる。

#### 1.6 ARモデルによる制御の現状

ARモデルをプラント制御に結び付けた最初の研究は、赤池、中川によるセメントロータリキルンの制御の研究である。多入力多出力系の制御をPID制御の組合せで実現させるこ

とは難しいが、キルンを統計的ダイナミックシステムとしてとらえ、その統計的なシステムの構造と雑音源を明らかにすることによって、多変数の最適制御が設計できることを主張した。<sup>44) 45)</sup>

次に、中村は火力発電プラントにおいて、従来のアナログ制御とARモデル制御との協調制御であるADC方式を提案した。ADC方式ではアナログ制御系とARモデル制御系の干渉が少なく、また運転中にアナログ制御から協調制御へ切り替えることができるなどの点で実用的である。本論文では、ADC方式を都市ごみ焼却炉に適用しており、本文中に詳しく述べることにする。<sup>46) - 48)</sup>

環境プラントにおけるARモデル制御に目を向けると、下水処理プラントの制御や、水噴射式ごみ焼却炉の制御に見受けられる。

下水処理プラントにおけるARモデル制御は、曝気槽中のMLSS制御やSSとUVを指標とした放流水質の制御に使われており、成果をあげている。本研究と同様に、PIDによるDO制御、返送比率制御、及びMLSS制御をARモデル制御と組み合わせたADC方式を採用している。津村・平岡は下水処理プラント制御の階層化を提案しており、ARモデル制御を下位制御とし、上位制御システムの足回りとして位置付けている。<sup>49) - 51)</sup>

ごみ焼却炉については浦部らの研究がある。実験対象は、ガス冷却方式の準連続運転ストロカ炉(60ton/16hr)である。ごみ供給量を一定にしてタイムステップ30秒で2時間データを収録し、NOx濃度、酸素濃度、炉内温度を被制御変数、燃焼空気と炉冷却空気のダンパを操作変数として制御シミュレーションを行っている。システム解析において、燃焼ストロカの後段部の燃焼空気ダンパがNOx濃度に影響を与えることを非逐次パス解析の結果とともに報告していることは興味深い。<sup>52)</sup>

以上が最適制御系の主な適応例であり、計算手順が確立されているのにもかかわらず、その数は少ない。その理由の一つとして、確率システムをモデル化する困難さが挙げられる。数学モデルを比較的容易に設計できる機械システムとは異なり、プラントではモデル作成のための同定実験やモデル化のための変数選択に多くの時間が費やされる。また、最適制御系ではプラントの線形性が弱い場合、運転条件ごとにモデルを用意せねばならないことや、現場で調整できるPID制御の方が扱いが容易であること、またPID制御が信頼性の点で優れていることが普及を妨げている一因と考えられる。

## 1.7 本論文の特徴

プラントの制御を実現させるためには、現場における実験方法の開発と制御系構築までの作業手順の確立が重要と考えられることから、本論文では都市ごみ焼却炉における同定実験からモデル作成、システム解析、制御実験に至るまでの総合的な手順についてまとめた。特に、同定実験については、ノイズによるシステムの揺らし方の工夫と、同定実験時の変数の動き方の解析に重点をおいた。そして、最適制御を都市ごみ焼却炉に適応する意義を考察した。

都市ごみ焼却炉で制御する必要のある変数は、ボイラ蒸発量、NOx濃度、炉温に限らず、多くの変数を目的に応じてバランスを考えながら同時に制御する必要性が生じてくる。ま

た一方で、有害物質の生成抑制技術及び除去技術が開発されることにより操作の自由度が増えたり、炉内の情報を正確に捉えるセンサーが開発されモデルの精度が向上することも考えられる。これらの新しいファクターを柔軟に取り入れた精度の高い多変数制御を「ARモデルによる制御」で実現できるかどうか、その可能性探ることを意識しながら研究を進めた。

本論文は7つの章から構成される。

第2章では、自己回帰（AR）モデルによる解析と制御の手法について述べる。

第3章では、都市ごみ焼却炉でARモデルを作成するための同定実験の方法、モデル変数の選び方、ARモデルから計算されるシステムの周波数特性と動的特性の解析、について説明する。なお、本章の同定実験は手動実験を対象としている。

第4章では、ACCとARモデル制御が協調する制御系を設計することの意義と、そのための同定実験方法、ARモデルの作成について述べるとともに、ACCの最適な運転条件についてシステム解析と制御シミュレーションの両面から検討する。

第5章では、実プラントにおけるACC+ARモデル協調制御を試み、さらに別の焼却炉において制御の長期安定性のチェックを行った。

第6章は、制御系の発展として、ACC+ARモデル協調制御による炉温制御を試みた。そして、第7章で結論を述べる。

## **第 2 章 自己回帰モデルの作成と 最適制御系設計の手法**

## 第2章 自己回帰モデルの作成と最適制御系設計の手法

### 2.1 はじめに

都市ごみ焼却炉では、燃焼の安定化と熱エネルギーの安定回収のために、ボイラ蒸発量を制御する自動燃焼制御（ACC）が備え付けられるようになってきた。ACCはPID制御系でありオペレータがパラメータを調整することにより、炉に合わせた運転方法を選ぶことができるようになっている。しかし、ACCの利用者は与えられた制御システムを経験的に使うだけであり、独自に制御方法を工夫したり焼却炉システムを解析するまでには至っていない。それは、制御系の構築が自動制御の専門家にしかできないと一般的に考えられているからである。しかし、現代制御理論の一つである最適制御系は、制御対象の状態空間表現が得られれば簡単に設計ができる制御系である。しかも、プラント制御でニーズが大きい多変数の同時制御が可能である。

最適制御系を設計するためには、まず、都市ごみ焼却炉に忠実な数学モデルを作成することが必要である。都市ごみ焼却炉のモデル化は、例えばごみ送りのモデル<sup>53)71)</sup>や、炉内の乱流モデル<sup>54)</sup>などで部分的に研究されているが、それらを総括するモデルはまだない。また、燃焼やNO<sub>x</sub>生成、脱硝反応のモデルについてもまだ実験装置レベルであり、それをそのまま都市ごみ焼却炉のモデルとして適用することは難しい。制御対象の動きに近いモデルを実際的に、かつ短期間に作成するのであれば、このような理論モデルを作成するよりも、プラントで収録されるデータを利用して変数間の関係を規定するブラックボックスのアプローチを選ぶ方が得策であると考えられる。

そこで本論文では、実験データから変数間の関係を統計的に捉え、線形モデルである自己回帰モデル（ARモデル）を作成し、最適制御系を設計して、実プラントで制御の実証実験を行うことを目標としている。本章ではARモデルと最適制御系の設計方法について述べる。ARモデルは古くから研究されているが、ARモデルを最適制御系と結び付けてプラント制御に適用する手法は、赤池・中川により確立された。本文では説明を一般的な事柄にとどめ、都市ごみ焼却炉への実際的な適用は第3章以降に述べる。

### 2.2 統計的データの取り扱い<sup>55)56)58)59)</sup>

プラントで収録されたデータを解析する前に、その有限長データがプラントの持つ特性を十分に表わしているかどうかを調べておく必要がある。ここでは、有限長データの定常性について述べる。

#### 2.2.1 定常性とエルゴード性

プラントのデータを無限に収録することは不可能であるから、適当な長さのデータを標本系列として取り出して解析することになる。その標本系列から母系列の確率的構造を推



定するためには、母系列の確率的構造が時刻の原点に依存せず、時間的に見てどこでも同様であるという条件が必要となる。すなわち、いずれの時刻からデータを収録しても、そのデータから同じ母系列の確率構造が推定できなければならない。

確率過程  $\{x(s)\}$  において、 $N$ 個の確率変数  $x(s_1), x(s_2), \dots, x(s_N)$  の同時確率分布と、 $\tau$  だけずらした  $x(s_1+\tau), x(s_2+\tau), \dots, x(s_N+\tau)$  の同時確率分布が同じである場合を強定常と言い、また(2.1)式の平均値  $\mu_x(s)$ 、及び(2.2)式の自己相関関数  $r_x(s, s+\tau)$  が  $s$  に依存しない場合を弱定常と言う。強定常は弱定常であるが、その逆は一般に成立せず、正規過程の場合には2つが同値となる。

$$\mu_x(s) = E[x(s)] = \int_{-\infty}^{\infty} x f(x) dx \quad (2.1)$$

$$r_{xx}(s, s+\tau) = E[x(s)x(s+\tau)] = \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} x_i x_j f(x_i, x_j) dx_i dx_j \quad (2.2)$$

次に、その標本系列  $x(s)$  から計算される(2.3)式の平均値  $\mu_{xi}$ 、及び(2.4)式の自己相関関数  $r_{xxi}(\tau)$  が異なった標本系列  $x_i(s)$  について計算した値と変わらないとき、母系列  $x(s)$  は定常でかつエルゴード性があると言う。

$$\mu_{xi} = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T x_i(s) ds \quad (2.3)$$

$$r_{xxi}(\tau) = \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \int_{-T}^T x_i(s) x_i(s+\tau) ds \quad (2.4)$$

このとき、(2.1), (2.2)式で表される母系列の集合平均は、(2.3), (2.4)式で表される標本系列の時間平均と等しくなる。実際に  $T \rightarrow \infty$  にとることは不可能であるが、標本系列を長くとるほど、それぞれ母系列の一次及び二次のモーメント値に近くなる。通常、定常であればエルゴード性があると考えらる。

## 2.2.2 定常性の検定

ランダムデータの標本から定常性を評価するには、まず現象の物理的性質を考える。もし、その現象を発生する基礎となる物理的な要因が、時間に対して普遍であるならば、それ以上の研究をしなくても、一般に結果のデータは定常であると判断できる。一方、簡単な物理的考察で定常性を仮定できない場合には、“標本系列が十分長い場合に時刻歴の不規則変動から非定常的なトレンドを分離することができる”という仮定を設けてから定常性の検定を行う。

まず、次のような仮定を設ける。

- ① 任意の与えられた標本系列が、問題となる不規則過程の非定常性を適切に反映している。
- ② 任意に与えられた標本系列が、非定常平均を取り除いたデータ中の最低の周波数成分に比べて非常に長い。
- ③ 問題となる非定常性が、データの自乗平均値の時間トレンドとして現れる。

これに基づき、検定は次のように行う。

標本系列を各区間のデータが独立と考えてもよい等時間間隔に分割し、それぞれの分割区間内データの組みから、適当な統計量（自乗平均値や分散値など）を求めて系列を作る。もし、その系列の標本分布がわかっていれば、種々の統計的検定を適用することができる。標本分布に関する詳しい知識がない場合、ノンパラメトリックな検定方法として連検定を行う。

都市ごみ焼却炉では燃料がごみであるため、ごみ質変動がシステムの外乱として大きく影響する。ごみが十分攪拌されていない場合には、焼却炉から収録されるデータは非定常となる。幸い、A C C 作動時のチャート（例えば図4.5）を見ると、多くの観測値は統計的に変化していることが確認される。また、実験対象の都市ごみ焼却炉が連続式（24時間稼働）であるため、日単位の周期性はほとんどなく、定常性とエルゴード性を満たすと判断される。

プラントで収録される観測値は離散的データであるから、観測値系列は  $\{x_0(s)\}$  ( $s=1, 2, 3, \dots$ ) と表され、その平均値を  $m_x$ 、観測値系列からあらかじめ  $m_x$  を引いた時系列を  $\{x(s)\}$  ( $s=1, 2, 3, \dots$ ) で表すとする、

$$m_x = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N x_0(s) \quad (2.5)$$

$$x(s) = x_0(s) - m_x \quad (s=1, 2, \dots) \quad (2.6)$$

そのとき、基本的な統計関数である自己相関関数  $r(k)$ 、自己共分散関数  $c(k)$  は、

$$r(k) = E[x_0(s+k)x_0(s)] = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N x_0(s+k)x_0(s) \quad (2.7)$$

$$c(k) = E[x(s+k)x(s)] = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N x(s+k)x(s) = r(k) - m_x^2 \quad (2.8)$$

となる。

## 2.3 A R モデルの作成とモデルの評価<sup>44) 46) 57) 60) 61)</sup>

定常時系列データから一次元及び多次元の A R モデルを作成する方法と、作成した多次元 A R モデルの妥当性を評価するシミュレーション方法について説明する。

### 2.3.1 一次元 A R モデルの自己回帰係数の決め方

$\{x(s)\}$  を定常確率過程に従い、かつエルゴード性が仮定される観測値系列とし、そのデータ長は無限に近く、平均値  $m_x$  は 0 としておく。このとき、(2.8) 式より自己相関関数  $r(k)$  と自己共分散関数  $c(k)$  は等しい。

自己回帰モデル (Auto Regressive model、A R モデル) は、“ある時刻  $s$  における値  $x$

(s)を時刻 s 以前の値  $x(s-1), x(s-2), \dots, x(s-M)$  の線形結合で表すモデル”である。式で示すと、

$$x(s) = a(1)x(s-1) + a(2)x(s-2) + \dots + a(M)x(s-M) + u(s)$$

または、

$$= \sum_{m=1}^M a(m)x(s-m) + u(s) \quad (2.9)$$

となる。ここで、Mはモデル次数、 $a(m) (m=1, 2, \dots, M)$  は自己回帰係数、 $u(s)$  は線形結合で表すことができない残差部分であり、 $\{u(s)\}$  は残差系列を示す。このM、 $a(m)$  がARモデルを決定するパラメータであり、対象とする時系列に最もよく合う値に決定する。

### 自己回帰係数 $a(m)$ の決定方法(1)

母系列がARモデルの表現をとることができ、その残差系列  $\{u(s)\}$  が白色ノイズ系列になると仮定する。 $u(s)$  が白色ノイズということは、“ $u(s)$  と  $x(s)$  が無相関”、かつ“ $u(s)$  と時刻が s 以外の  $u(s)$  が無相関”であることを示す。

$$E[x(s-k)u(s)] = E[u(s-k)u(s)] = 0 \quad (k \neq 0) \quad (2.10)$$

さて、(2.9)式に  $x(s-k) (k=1, 2, \dots, M)$  をかけ、各々の期待値をとると、

$$\begin{aligned} c(k) &= a(1)c(k-1) + a(2)c(k-2) + \dots + a(M)c(k-M) \\ &= \sum_{m=1}^M a(m)c(k-m) \quad (k=1, 2, \dots, M) \end{aligned} \quad (2.11)$$

$c(k)$  は自己共分散関数を示す。

(2.9)式の両辺に  $u(s)$  をかけて期待値をとると、

$$E[x(s)u(s)] = E[u(s)^2] \quad (2.12)$$

(2.9)式の両辺に  $x(s)$  をかけて期待値をとると、

$$\begin{aligned} c(0) &= a(1)c(1) + a(2)c(2) + \dots + a(M)c(M) + E[x(s)u(s)] \\ &= a(1)c(1) + a(2)c(2) + \dots + a(M)c(M) + E[u(s)^2] \end{aligned}$$

$$\therefore E[u(s)^2] = c(0) - \sum_{m=1}^M a(m)c(m) \quad (2.13)$$

従って  $\{x(s)\}$  の自己共分散関数  $c(0), c(1), \dots, c(M)$  がわかれば、(2.11)式に代入することによって  $a(m)$  が求まり、それを(2.13)式に代入して残差系列の分散値  $E[u(s)^2]$  が求まる。(2.11)式をYule-Walkerの関係式と言う。

### 自己回帰係数 $a(m)$ の決定方法(2)

与えられた時系列（標本系列）に合わせた自己回帰係数  $a(m)$  を、最小自乗法を用いて求める方法を示す。

時系列のエルゴード性が仮定されているとする。(2.9)式の  $u(s)$  は、実データとARモデルとの不適合誤差と見なすことができ、その誤差系列  $\{u(s)\}$  の自乗平均値  $\sigma_u^2$  は、

$$\sigma_u^2 = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N \left\{ x(s) - \sum_{m=1}^M a(m)x(s-m) \right\}^2$$

$$\begin{aligned}
&= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N [ \{ x(s) \}^2 \\
&\quad - \sum_{m=1}^M a(m) \{ 2x(s)x(s-m) - \sum_{n=1}^M a(n)x(s-n)x(s-m) \} ] \\
&= c(0) - \sum_{m=1}^M a(m) \{ 2c(m) - \sum_{n=1}^M a(n)c(m-n) \} \quad (2.14)
\end{aligned}$$

と表される。ただし、 $c(m)$ は時系列  $\{x(s)\}$  の自己共分散係数の推定値である。この  $\sigma_u^2$  を、 $a(\tau)$  ( $\tau=1, 2, \dots, M$ ) で偏微分したものを0とおくと、

$$\begin{aligned}
\frac{\partial \sigma_u^2}{\partial a(\tau)} &= 2 \{ c(\tau) - \sum_{m=1}^M a(m)c(\tau-m) \} \equiv 0 \quad (\tau=1, 2, \dots, M) \\
\therefore c(\tau) &= \sum_{m=1}^M a(m)c(\tau-m) \quad (\tau=1, 2, \dots, M) \quad (2.15)
\end{aligned}$$

となり、最適な自己回帰係数  $a(m)$  を求める連立方程式が導かれる。また、(2.15)式を(2.14)式に代入すると、

$$\sigma_u^2 = c(0) - \sum_{m=1}^M a(m)c(m) \quad (2.16)$$

が得られる。この式は、 $a(m)$  を(2.15)式から求まる値とした場合の、誤差系列の分散値を表す。

$u(s)$  と  $x(s-\tau)$  の相互共分散関数の推定値は、

$$\begin{aligned}
c_{ux}(\tau) &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N u(s)x(s-\tau) \\
&= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N x(s-\tau) \{ x(s) - \sum_{m=1}^M a(m)x(s-m) \} \\
&= c(\tau) - \sum_{m=1}^M a(m)c(\tau-m) \quad (2.17)
\end{aligned}$$

(2.15)式から  $\tau=1, 2, \dots, M$  では  $u(s)$  と  $x(s)$  は無相関となる。

また、 $u(s)$  と  $u(s-\tau)$  ( $\tau \neq 0$ ) の自己共分散関数の推定値は、

$$\begin{aligned}
c_u(\tau) &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N u(s)u(s-\tau) \\
&= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N \{ x(s) - \sum_{m=1}^M a(m)x(s-m) \} \{ x(s-\tau) - \sum_{n=1}^M a(n)x(s-\tau-n) \} \\
&= c(\tau) - 2 \sum_{m=1}^M a(m)c(m-\tau) + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^M a(m)a(n)c(m-\tau-n) \\
&= c(\tau) - \sum_{m=1}^M a(m)c(m-\tau) - \sum_{m=1}^M a(m) \{ c(m-\tau) - \sum_{n=1}^M a(n)c(m-\tau-n) \} \quad (2.18)
\end{aligned}$$

(2.15)式から  $\tau=1, 2, \dots, M$  では時刻の異なる  $u(s)$  間では無相関となる。

(2)の計算では、標本系列のエルゴード性を仮定し、かつデータ長を無限大とすることにより、(1)のYule-Walker関係式と同じ公式が得られ、誤差系列の分散  $E[u(s)^2]$  が残差系列の分散  $\sigma_u^2$  と同じ式となった。また  $u(s)$  が、 $x(s)$  と無相関でかつ時刻の異なる  $u(s)$  と

無相関な白色ノイズであることが示された。このように、Yule-Walkerの関係式を解いて得られるARモデルの係数は、自乗誤差  $u(s)^2$  の平均を最小とする線形予測の係数となっている。

時間が経つと自己共分散関数が0となる過程であれば、十分大きなMをとると  $\tau = M+1, M+2, \dots$  に対しても、 $u(s)$  と  $x(s)$  は全ての  $x(s)$  の過去の値と無相関になる。

そこで、 $u(s)$  の自己共分散関数の、

$$\begin{aligned} c_u(\tau) &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N u(s) u(s-\tau) \\ &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N u(s) \left\{ x(s-\tau) - \sum_{m=1}^M a(m) x(s-\tau-m) \right\} \end{aligned} \quad (2.19)$$

は、 $\tau = 0$  以外では0の値をとることになり、 $c_u(\tau)$  は、

$$c_u(\tau) = r_u(\tau) = \delta_{\tau 0} \sigma_u^2 \quad \begin{cases} \delta_{\tau 0} = 1 & (\tau = 0) \\ \delta_{\tau 0} = 0 & (\tau \neq 0) \end{cases} \quad (2.20)$$

と表せる。

この  $u(s)$  のパワースペクトル密度は、

$$q_u(g) = \sigma_u^2 \quad (-1/2 \leq g \leq 1/2) \quad (2.21)$$

$$p_u(f; \Delta t) = \Delta t \sigma_u^2 \quad (-1/(2\Delta t) \leq f \leq 1/(2\Delta t)) \quad (2.22)$$

となりホワイトノイズである。ただし、 $q_u(g)$  は  $u(s)$  の周波数  $g$  (cycle/ $\Delta t$ :  $\Delta t$  は時系列のタイムステップ) におけるパワースペクトルを示し、 $p_u(f; \Delta t)$  は  $f = g/\Delta t$  の関係から (cycle/単位時間) に変換したものである。

プラントから得られる標本系列は、エルゴード性を完全には仮定できず、またデータ長が有限となるので、実際に計算される自己共分散関数  $\underline{c}(\tau)$  は自己共分散関数の推定値である。その  $\underline{c}(\tau)$  を (2.11) 式と (2.12) 式、あるいは (2.15) 式と (2.16) 式に代入して、自己回帰係数推定値  $\underline{a}(m)$  を求めることになる。

### 2.3.2 一次元ARモデルの次数の決め方

前節までは、最適なモデル次数がすでに決まっているとして自己回帰係数を求める方法を述べたが、モデル次数の決定がシステム同定の重要なポイントとなる。

ARモデルの次数は、現在の値  $x(s)$  を説明するときに過去何ステップ前までの  $x$  の値を使用するかを示す数であるから、次数が小さ過ぎればモデルの近似は悪くなる。逆に次数が大き過ぎると、計算に使用した標本系列に限りなく忠実なモデルとなって、モデル作成の対象となる母系列の特徴を逸してしまう。どこかに最適なモデル次数が存在するはずであり、その次数を決定する一つの有力な方法が赤池の最終予測誤差規範 (Final Prediction Error; FPE) である。これは情報量理論に基づいた評価基準であり、実用的方法として工学分野に限らず経済等の分野にも応用されている。以下にその考え方について述べる。

#### (STEP 1)

真の目的はプラントの無限のデータからARモデルを求めることであるが、実際には得



られる標本系列からARモデルを推定しなければならない。もし、推定されたARモデルがプラントの特徴を正しく把握していれば、そのARモデルは他の標本系列に対しても同じ精度を持ったモデルとなる。

プラントの真のARモデルが次式であると仮定する。

$$x(s) = \sum_{m=1}^M a(m) x(s-m) + u(s) \quad (2.23)$$

その(2.9)式によって生起されているN個のデータ  $\{x(s)\}$  ( $s=1, 2, \dots, N$ ) を標本系列と見立てて、Yule-Walker式により次数Mの自己回帰係数推定値  $\underline{a}(i)$  ( $i=1, 2, \dots, M$ ) を定める。

$$x(s) = \sum_{m=1}^M \underline{a}(m) x(s-m) + v(s) \quad (2.24)$$

次に、同じ(2.23)式から得られた別の標本系列  $y(s)$  を使って、時刻  $s$  における予測値  $\underline{y}(s)$  をこの係数  $\underline{a}(m)$  を用いて表す。

$$\underline{y}(s) = \underline{a}(1) y(s-1) + \underline{a}(2) y(s-2) + \dots + \underline{a}(M) y(s-M) \quad (2.25)$$

このとき予測誤差の自乗の期待値  $E[(\underline{y}(s) - y(s))^2]$  をFPEと定義すると、FPEは漸近的に、

$$FPE(M) = \left(1 + \frac{M+1}{N}\right) \sigma_u^2 \quad (2.26)$$

で与えられる。ただし、 $\sigma_u^2$  は(2.23)式の残差系列  $\{u(s)\}$  の分散値である。実際には  $\sigma_u^2$  が分からないため、次に求める推定値を代わりに用いる。

(STEP 2)

さて、有限なN個のデータから求めた次数MのARモデル(2.24)式が、別の標本系列  $\{y(s)\}$  に対しても同じ精度を持ったモデルであるとする、残差項  $v(s)$  の分散の推定値  $\underline{\sigma}_v^2(M)$  は、

$$\underline{\sigma}_v^2(M) = \frac{1}{N} \sum_{m=M+1}^N \left\{ y(s) - \sum_{m=1}^M \underline{a}(m) y(s-m) \right\}^2 \quad (2.27)$$

として計算されるはずである。 $\underline{\sigma}_v^2(M)$  は、(2.16)式の  $c(m)$  の代わりに  $\{y(s)\}$  の自己共分散関数  $c_y(m)$  を用いて、

$$\underline{\sigma}_v^2(M) = c_y(0) - \sum_{m=1}^M \underline{a}(m) c_y(m) \quad (2.28)$$

によって計算される。この  $\underline{\sigma}_v^2(M)$  をもとのAR過程の分散値  $\sigma_v^2$  の推定値として用いれば、

$$\underline{\sigma}_u^2 = \left(1 - \frac{M+1}{N}\right)^{-1} \underline{\sigma}_v^2(M) \quad (2.29)$$

となることが、赤池により示されている。

したがって(2.26)式の  $\sigma_u^2$  の代わりにこの推定値を用いれば、FPEの推定値として次式が得られる。

$$FPE(M) = \left(1 + \frac{M+1}{N}\right) \left(1 - \frac{M+1}{N}\right)^{-1} \underline{\sigma}_v^2(M) \quad (2.30)$$

実際の計算では、まず計算機の実力の範囲内で最大次数Lを決め、次に0からLまでの次数に対してARモデルの係数とFPE(M)を逐次的に計算し、その中でFPE(M)が最も小さい次数

におけるARモデルを選択する。

### 2.3.3 多次元ARモデルの自己回帰係数の決め方

一次元ARモデルを多次元に拡張する。k次元の定常時系列ベクトルを、

$$\mathbf{X}(s) = (x_1(s), x_2(s), \dots, x_k(s))' \quad (2.31)$$

( ' は転置行列を表す )

ここで、 $\{x_i(s)\}$  ( $i=1, 2, \dots, k$ ) は第i番目の観測値系列で、平均値  $m_{xi}$  は0とする。そのk次元ARモデルは次ぎのように表される。

$$\mathbf{X}(s) = \sum_{m=1}^M \mathbf{A}(m) \mathbf{X}(s-m) + \mathbf{U}(s) \quad (2.32)$$

または、

$$x_i(s) = \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k a_{ij}(m) x_j(s-m) + u_i(s) \quad (i=1, 2, \dots, k) \quad (2.33)$$

または、

$$\begin{pmatrix} x_1(s) \\ x_2(s) \\ \vdots \\ x_k(s) \end{pmatrix} = \sum_{m=1}^M \begin{pmatrix} a_{11}(m) & a_{12}(m) & \cdots & a_{1k}(m) \\ a_{21}(m) & a_{22}(m) & \cdots & a_{2k}(m) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ a_{k1}(m) & a_{k2}(m) & \cdots & a_{kk}(m) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_1(s-m) \\ x_2(s-m) \\ \vdots \\ x_k(s-m) \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} u_1(s) \\ u_2(s) \\ \vdots \\ u_k(s) \end{pmatrix} \quad (2.34)$$

ここで  $\{\mathbf{U}(s)\}$  は各要素の平均値が0で、かつ

$$c_{u_i u_j}(\tau) = \delta_{\tau,0} \sigma_{ij} \quad (i, j=1, 2, \dots, k) \quad (2.35)$$

であるk次元ホワイトノイズであり、かつ任意の  $u_i(s)$  と  $x_j(s-m)$  ( $m=1, 2, \dots$ ) との共分散は0である。

$u_i(s)$  の相互共分散は、

$$\begin{aligned} \sigma_{u_i u_i} &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N \{ x_i(s) - \sum_{m=1}^M \sum_{h=1}^k a_{ih}(m) x_h(s-m) \} \{ x_i(s) \\ &\quad - \sum_{m=1}^M \sum_{h=1}^k a_{ih}(m) x_h(s-m) \} \\ &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N [ x_i(s) x_i(s) - \sum_{m=1}^M \sum_{h=1}^k a_{ih}(m) x_i(s) x_h(s-m) \\ &\quad - \sum_{m=1}^M \sum_{h=1}^k a_{ih}(m) \{ x_i(s) x_h(s-m) - \sum_{n=1}^M \sum_{j=1}^k a_{ij}(n) x_h(s-n) x_j(s-m) \} ] \\ &= c_{ii}(0) - \sum_{m=1}^M \sum_{h=1}^k a_{ih}(m) c_{ih}(m) - \sum_{m=1}^M \sum_{h=1}^k a_{ih}(m) \{ c_{ih}(m) \\ &\quad - \sum_{n=1}^M \sum_{j=1}^k a_{ij}(n) c_{jh}(m-n) \} \end{aligned} \quad (2.36)$$

となる。また、 $u_i(s)$  の自己共分散は、

$$\sigma_{u_i}^2 = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N u_i(s)^2 = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N \{ x_i(s) - \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k a_{ij}(m) x_j(s-m) \}^2 \quad (2.37)$$

自己回帰係数  $a_{ij}(m)$  は、一次元ARモデルと同様に各変数の  $\sigma_{u_i}^2$  が最小になるように決定する。最小自乗法の考え方から(2.27)式を  $a_{ih}(\pi)$  で偏微分したものを0とおくと、

$$\begin{aligned}\frac{\partial \sigma_{u_i}^2}{\partial a_{ih}(\pi)} &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \{x_i(s) - \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k a_{ij}(m) x_j(s-m)\} x_h(s-\pi) \\ &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \{x_i(s) x_h(s-\pi) - \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k a_{ij}(m) x_j(s-m) x_h(s-\pi)\} \\ &= c_{ih}(\pi) - \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k a_{ij}(m) c_{jh}(\pi-m) \equiv 0 \\ c_{ih}(\pi) &= \sum_{m=1}^M \sum_{j=1}^k a_{ij}(m) c_{jh}(\pi-m) \quad (2.38) \\ &\quad (i, h=1, 2, \dots, k; \pi=1, 2, \dots, M)\end{aligned}$$

これが多次元ARモデルの自己回帰係数  $a_{ij}(m)$  を求めるために解くべき連立方程式(多次元のYule-Walker関係式)である。このとき  $u_i(s)$  の相互共分散関数は、(2.38)、(2.36)式に代入すると第二項が0となるから、

$$\sigma_{u_i u_i} = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N u_i(s) u_i(s) = c_{ii}(0) - \sum_{m=1}^M \sum_{h=1}^k a_{ih}(m) c_{ih}(m) \quad (2.39)$$

となり求めることができる。

有限長のデータの場合には(2.38)、(2.39)式の  $c_{ij}(m)$  のかわりにデータから計算した標本相互共分散関数推定値  $\underline{c}_{ij}(m)$  を用いてパラメータを決定する。また、次数Mについては次のMFPE(M)の値で決定する。

#### 2.3.4 多次元ARモデルの次数の決め方

k次元ARモデルの次数の決定には、一次元の場合のFPE(M)に代わって次式で与えられるMFPE(M)が用いられる。

$$MFPE(M) = \left(1 + \frac{Mk+1}{N}\right)^k \left(1 - \frac{Mk+1}{N}\right)^{-k} \|d\| \quad (2.40)$$

ここで  $d$  は(2.40)式に示されるARモデルの残差系列  $\{U(s)\}$  の共分散行列で、 $\|d\|$  はその行列式である。このMFPE(M)が最小のものをモデル次数とすることは、一次元ARモデルの場合と同じである。

#### 2.3.5 ホワイトノイズシミュレーションとワンポイントプレディクション

多次元ARモデルのあてはめによって得られた式が、プラントの動きを正しく表現しているかを調べる方法に、ホワイトノイズシミュレーションとワンポイントプレディクションがある。具体例は第3章に譲り、ここでは説明だけにとどめる。

##### (1) ホワイトノイズシミュレーション

ホワイトノイズシミュレーションは、あてはめをおこなったときに生じる残差系列と同じ共分散を持つホワイトノイズを乱数から生成し、それをモデルの入力として仮想システ

ムのシミュレーションを行うものである。各変数の初期値を0とし、1ステップ計算ごとに生成したノイズを $U(s)$ にあてはめ、

$$X(s) = \sum_{m=1}^M A(m) X(s-m) + U(s)$$

を求める。次に求めた $X(s)$ を次の $X(s+1)$ の計算に使い、さらにこれを繰り返す。このようにして得られたシミュレーションの時系列とソースデータについてその周波数特性の比較を行い、再現性をチェックする。例えば、両グラフを並べて小さい振動から大きい振動へかけての振動の分布の状態を比較する。両グラフをつなげてみたときに、全体的に違和感がなければ、シミュレーション系列はソースデータをよく表していると判断される。また、両者のパワースペクトルを比較してみる方法もある。

## (2) ワンポイントプレディクションシミュレーション

ARモデルの予測性能を調べるためワンポイントプレディクションシミュレーションを行う。実データをARモデルの右辺に代入して次のステップの値を計算し、これと現実値との差を誤差系列として求める。分散値が大きかったり、0からの定常偏差がある場合はモデルのあてはめが良くないことを示している。同様にして、2点先あるいは3点先の予測性能についても調べることができる。

## 2.4 ARモデルによるシステム解析<sup>46) 44) 62)</sup>

ARモデルは時間領域におけるモデルであるが、それを周波数領域に変換してシステムを解析することができる。本節では、ARモデルを用いた周波数領域でのシステム解析の方法について述べる。

### 2.4.1 パワースペクトル密度関数

太陽光を三角プリズムに当てると、波長に応じた屈折率で空気とガラスの境界面で折れ曲がり、七色の連続した帯びに分解される。同様のことを時系列の場合に当てはめると、時系列をあるフィルタに通して構成している種々の波長を持つ波に分解することに相当する。このフィルタがフーリエ変換であり、変換された関数 $X(g)$ が周波数 $g$ の波成分の振幅を表し、 $|X(g)|^2$ が成分波のエネルギーを表す。また周波数 $g$ と成分波エネルギー $|X(g)|^2$ の分布の関係をエネルギースペクトルといい、単位時間当たりの平均エネルギーをパワースペクトル密度関数（以下、パワースペクトルと呼ぶ）という。パワースペクトルの分布は時系列を周波数領域から見た一つの表現であり、時系列の特徴を把握する上で有益な情報となる。

$x(s)$ の自己共分散関数 $c(l) (l=0, \pm 1, \pm 2, \dots)$ が、

$$\sum_{l=-\infty}^{\infty} |c(l)| < \infty \quad (2.41)$$

を満たすとき、 $x(s)$ のパワースペクトルは $c(l)$ のフーリエ変換として与えられ、周波数

$g(-1/2 \leq g \leq 1/2)$  に対して、

$$q(g) = \sum_{l=-\infty}^{\infty} \exp(-j2\pi gl) c(l) \quad (2.42)$$

$$c(l) = \int_{-1/2}^{1/2} \exp(j2\pi gl) q(g) dg \quad (2.43)$$

$$p(f; \Delta t) = \Delta t \sum_{l=-\infty}^{\infty} \exp(-j2\pi fl\Delta t) c(l) \quad (2.44)$$

$q(g)$  は  $x(s)$  の周波数  $g$  (cycle/ $\Delta t$ :  $\Delta t$  は時系列のタイムステップ) におけるスペクトルを示し、 $p(f; \Delta t)$  は  $f=g/\Delta t$  の関係から (cycle/単位時間) に変換したものである。

一般にパワースペクトルの計算では、上述したようにまず自己相関関数を求め、それを Wiener-Khintchine の関係式に従ってフーリエ変換する Blackman-Turkey 法や、有限フーリ

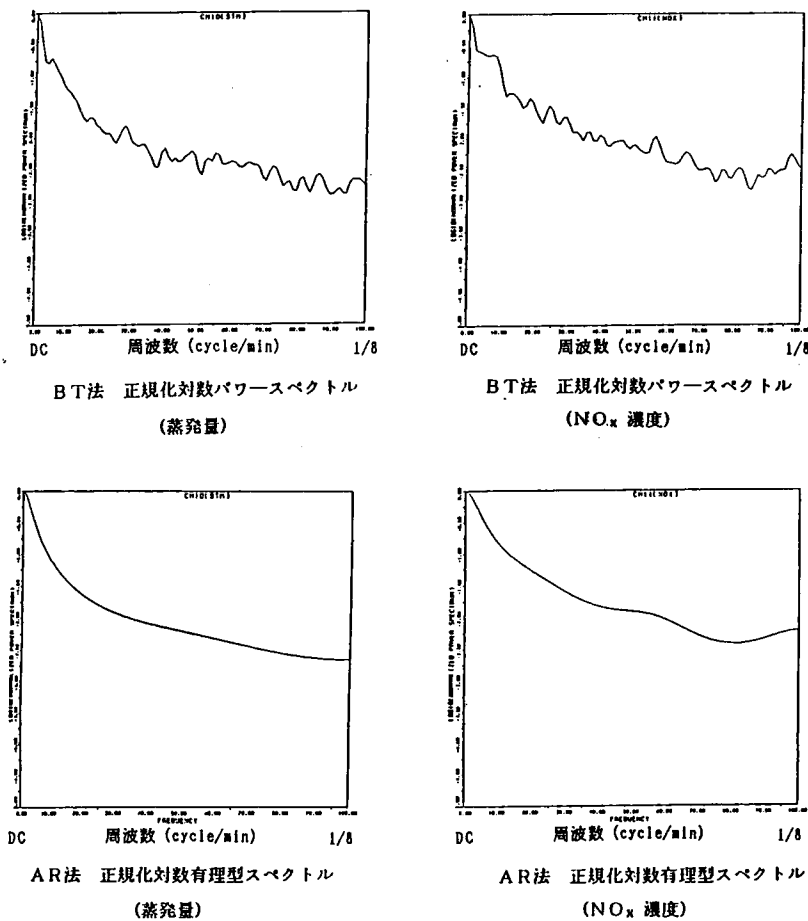


図2.1 Blackman-Turkey法によるパワースペクトル密度関数と有理型パワースペクトル密度関数の比較

エ変換を効率的に行うFFT（高速フーリエ変換）法などが使われるが、その他の方法として、次ぎに述べるARモデルからパワースペクトル密度関数を計算する方法が赤池により開発されている。

#### 2.4.2 一次元有理型スペクトル密度関数

ARモデルから一次元有理型スペクトル（パワースペクトル）を求める。

(2.21)式の $q_u(g) = \sigma_u^2$ より、

$$c_u(l) = \int_{-1/2}^{1/2} \exp(j2\pi gl) q_u(g) dg = \int_{-1/2}^{1/2} \exp(j2\pi gl) \sigma_u^2 dg \quad (2.45)$$

$$(-1/2 \leq g \leq 1/2)$$

(2.9)式で $a(0) = -1$ とおくと、 $c_u(1)$ は、

$$u(s) = - \sum_{m=0}^M a(m) x(s-m)$$

$$c_u(l) = \sum_{m=0}^M \sum_{n=0}^M a(m) a(n) c(l-m+n) \quad (2.46)$$

(2.43)式を(2.46)式に代入すると、

$$c_u(l) = \int_{-1/2}^{1/2} \exp(j2\pi gl) \left| \sum_{m=0}^M a(m) \exp(-j2\pi gm) \right|^2 q(g) dg \quad (2.47)$$

(2.45)、(2.47)式から、

$$q(g) = \frac{\sigma_u^2}{\left| 1 - \sum_{m=1}^M a(m) \exp(-j2\pi gm) \right|^2} \quad (2.48)$$

データのタイムステップを $\Delta t$ とするととき、

$$p(f; \Delta t) = \Delta t q(f \Delta t) \quad (-1/(2\Delta t) \leq f \leq 1/(2\Delta t)) \quad (2.49)$$

図2.1は都市ごみ焼却炉のボイラ蒸発量(STM)とNOx濃度(NOx)のパワースペクトルで、横軸の周波数は左端が直流、右端が1/8(cycle/min)を示している。上段はBlackman-Turkey法により求めたもの、下段は一次元ARモデルから求めたものである。

#### 2.4.3 クロススペクトル密度関数とコヒーレンシー関数

$x(s)$ 、 $y(s)$ の時系列のそれぞれのフーリエ変換を $X(f)$ 、 $Y(f)$ とすると、パワースペクトル密度関数では強さ・エネルギーという観点から $|X(f)|^2$ 、 $|Y(f)|^2$ を考えたが、クロススペクトル密度関数では分解した周波数 $f$ の波の振幅間の関係という観点から $|X(f)| \cdot |Y(f)|$ を考える。クロススペクトル密度関数は実数と虚数の表す平面上の合成エネルギーとして表される。

二次元の定常時系列 $\{x(s), y(s); s=1, 2, \dots, N\}$ について相互共分散関数 $c_{yx}(l)$  ( $l=0, \pm 1, \pm 2, \dots$ )は、

$$c_{yx}(l) = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N (y(s+l) - m_y) (x(s) - m_x) \quad (2.50)$$

$$\text{ただし、 } m_x = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N x(s), m_y = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N y(s)$$

によって与えられる。

これに対応して  $x(s)$  と  $y(s)$  とのクロススペクトル密度関数は、

$$q_{yx}(g) = \sum_{l=-\infty}^{\infty} \exp(-j2\pi gl) c_{yx}(l) \quad (-1/2 \leq g \leq 1/2) \quad (2.51)$$

によって与えられ、

$$c_{yx}(l) = \int_{-1/2}^{1/2} \exp(j2\pi gl) q_{yx}(g) dg \quad (2.52)$$

の関係を満たす。またクロススペクトル密度を正規化した量としてコヒーレンシー（またはコヒーレンス） $\gamma_{xy}(g)^2$  が定義される。

$$\gamma_{xy}(g)^2 = \frac{|q_{yx}(g)|^2}{q_{yy}(g) q_{xx}(g)} \quad (2.53)$$

コヒーレンシーは  $x(s)$  と  $y(s)$  の間の各周波数成分ごとの線形性の程度を表すもので、この値は常に1を超えることは無い。 $x(s)$  と  $y(s)$  が無相関ならば0、完全に線形ならば1をとる。コヒーレンシーが0と1の間をとるのは次の場合である。

- ① 測定に付加雑音がある場合
- ②  $x(s)$  と  $y(s)$  とが線形関係にない場合
- ③  $y(s)$  が  $x(s)$  以外の変数の影響をうける場合

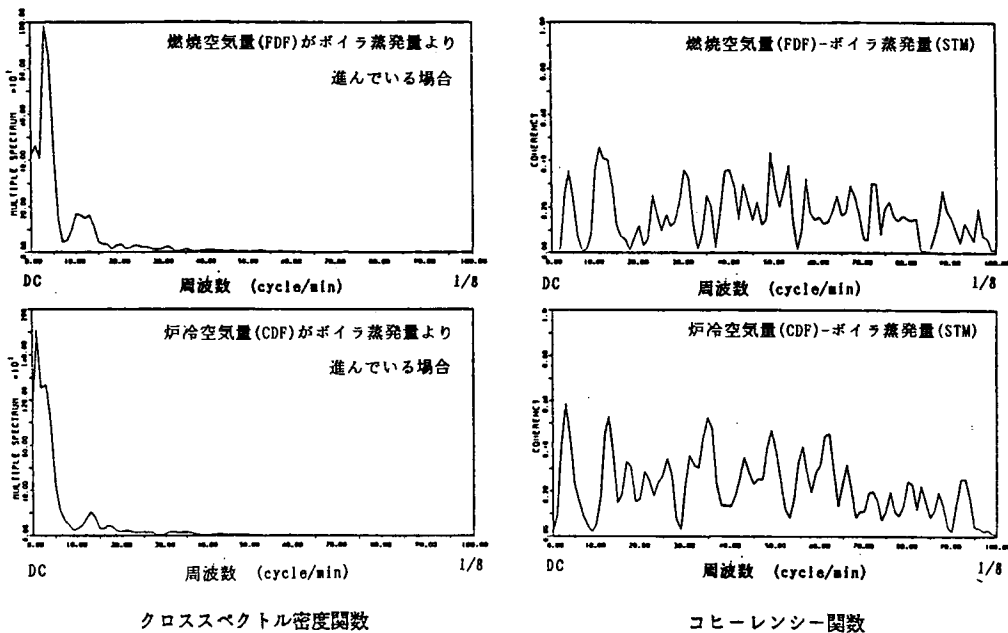


図2.2 クロススペクトル密度関数とコヒーレンシー

クロススペクトル  $q_{yx}(g)$  は2つの関数  $x(s)$  と  $y(s)$  の相互相関のフーリエ変換であるから、コヒーレンシー  $\gamma_{xy}(g)^2$  は各周波数成分における相互相関係数を示している。クロススペクトルとコヒーレンシーの計算例を図2.2に示す。全グラフとも横軸の周波数は、左端が直流、右端が  $1/8$  (cycle/min) を表す。上段がFDF空気量とボイラ蒸発量、下段がCDF空気量とボイラ蒸発量の関係であり、クロススペクトルについては、どちらもボイラ蒸発量が遅れている場合である。コヒーレンシーについては、縦軸が0から1を表す。

#### 2.4.4 多次元有理型スペクトル密度関数

多次元の場合も一次元と同様に、ARモデルを利用してクロススペクトル密度関数を直接求めることができる。

イノベーション  $u_i(s)$  と  $u_j(s)$  の相互共分散関数  $c_{u_i u_j}(l)$  とクロススペクトル密度関数  $q_{u_i u_j}(g)$  の関係は(2.52)式より、

$$c_{u_i u_j}(l) = \int_{-1/2}^{1/2} \exp(j2\pi gl) q_{u_i u_j}(g) dg \quad (2.54)$$

次に、多次元ARモデルから  $c_{u_i u_j}(l)$  を導く。(2.32)式について  $A(0)$  を、

$$A(0) = \begin{pmatrix} -1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & -1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & -1 \end{pmatrix}$$

と定義すると(2.33)式は、

$$u_i(s) = \sum_{m=0}^M \sum_{j=1}^k a_{ij}(m) x_j(s-m) \quad (i=1, 2, \dots, k) \quad (2.55)$$

となる。そこで  $c_{u_i u_j}(l)$  は、

$$\begin{aligned} c_{u_i u_j}(l) &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N u_i(s+l) u_j(s) \\ &= \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N \left\{ \sum_{m=0}^M \sum_{r=1}^k a_{ir}(m) x_r(s+l-m) \right\} \left\{ \sum_{m=0}^M \sum_{h=1}^k a_{jh}(m) x_h(s-m) \right\} \\ &= \sum_{m=0}^M \sum_{n=1}^M \sum_{r=0}^k \sum_{h=1}^k a_{ir}(m) a_{jh}(n) \left\{ \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{s=1}^N x_r(s+l-m) x_h(s-n) \right\} \\ &= \sum_{m=0}^M \sum_{n=1}^M \sum_{r=0}^k \sum_{h=1}^k a_{ir}(m) a_{jh}(n) c_{rh}(l-m+n) \end{aligned} \quad (2.56)$$

(2.52)式より、

$$c_{rh}(l-m+n) = \int_{-1/2}^{1/2} \exp(j2\pi g(l-m+n)) p_{rh}(g) dg \quad (2.57)$$

これを(2.56)式に代入して整理すると、

$$\begin{aligned} c_{u_i u_j}(l) &= \sum_{r=0}^k \sum_{h=1}^k \int_{-1/2}^{1/2} \exp(i2\pi gl) \left\{ \sum_{m=0}^M \exp(j2\pi gm) a_{ir}(m) \right\} \\ &\quad \times \left\{ \sum_{n=0}^M \exp(i2\pi gn) a_{jh}(n) \right\} p_{rh}(g) dg \end{aligned}$$



$$= \int_{-1/2}^{1/2} \exp(i2\pi gl) \sum_{r=0}^k \sum_{h=1}^k A_{ir}(g) A_{jh}(g) p_{rh}(g) dg \quad (2.58)$$

$$\text{ただし、} A_{is}(g) = \sum_{m=0}^M a_{is}(m) \exp(i2\pi gm)$$

(2.56)、(2.58)式より、

$$q_{u_i u_j}(g) = \sum_{r=0}^k \sum_{h=1}^k A_{ir}(g) A_{jh}(g) q_{rh}(g) \quad (2.59)$$

(2.35)式より  $u_i(s)$  は  $k$  次元のホワイトノイズであったから、そのクロススペクトル密度関数は  $g$  にかかわらず一定で、(2.51)式より、

$$q_{u_i u_j}(g) = \sum_{l=-\infty}^{\infty} \exp(-i2\pi gl) c_{u_i u_j}(l) = \sigma_{ij} \quad (2.60)$$

(2.52)式に代入すると、

$$\sigma_{ij} = \sum_{r=0}^k \sum_{h=1}^k A_{ir}(g) A_{jh}(g) p_{rh}(g) \quad (i, j=1, 2, \dots, k) \quad (2.61)$$

(2.61)式を行列に直すと次のようになり、

$$\Sigma = A(g) P(g) (A(g))' \quad (2.62)$$

ただし  $\Sigma$ 、 $A(g)$ 、 $P(g)$  は  $(i, j)$  成分をそれぞれ  $\sigma_{ij}$ 、 $A_{is}(g)$ 、 $p_{ij}(g)$  とする  $k \times k$  行列  
クロススペクトル密度関数は、

$$P(g) = (A(g))^{-1} \Sigma (A(g))'^{-1} \quad (2.63)$$

で求めることができる。 ( $(A(g))^{-1}$  が存在するとき)

ここで、

$$A(g) = \sum_{m=0}^M A(m) \exp(j2\pi fm) \quad (2.64)$$

ただし、 $A(0) = -I$  ( $I$  は  $k \times k$  の単位行列)

である。

## 2.5 フィードバックシステムとノイズ寄与率<sup>44) 46)</sup>

前節ではシステムから取り出した標本系列に AR モデルを最小自乗法の考え方であてはめることにより、その時系列を数式化することを行った。本節ではその AR モデルを使ったシステム解析について説明する。

### 2.5.1 焼却炉のフィードバックシステム

一般に定常時系列の解析でよく行われるのは、周波数応答関数やスペクトル密度関数を求め、それからシステムの特性を評価する方法である。しかし、フィードバック系がシステム内に存在する場合には、周波数領域からの接近では正確な解析することは困難である。なぜなら、操作量を動かすことによって生じた状態量の変動が、フィードバックループを経由して操作量を再び動かすことになり、その場合には操作量の変動と状態量の変動の間

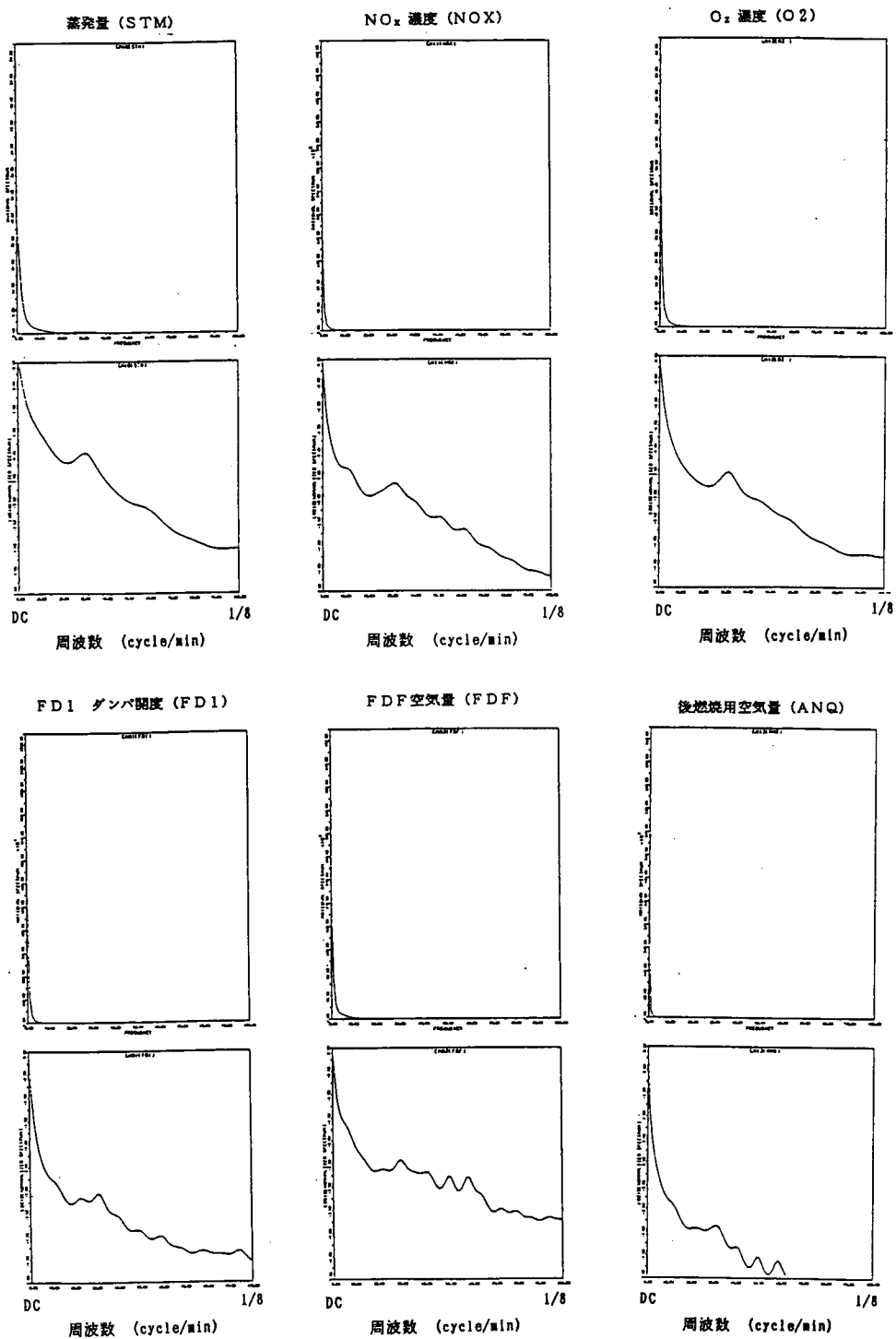


図2.3 都市ごみ焼却炉の主な変数のパワースペクトル密度関数

の因果関係が明確でなくなり、変数間の特定な関係を分離して推測することができなくなるためである。

そこで、焼却炉内のフィードバック系について考えてみる。図2.3はある同定実験データのパワースペクトルである。上段はパワースペクトル密度を示し、下段はそれを最大値で正規化し対数をとった値を示している。また横軸は周波数を表し、左端は直流、右端は1 (cycle/min)を表している。実験では自動燃焼制御 (ACC) が働いて、ボイラ蒸発量が安定するように操作されている。

ボイラ蒸発量のスペクトルを見ると、約1/3.5 (cycle/min)付近にピークのある。また、NOx濃度や酸素濃度についても同じ傾向が見られる。これと同じ周波数にピークがあるものとして、FDF空気量 (FDF)、後燃焼用空気量 (ANQ)、及びACCの操作要因である蒸発量制御ダンパ開度 (FD1)が挙げられる。そこで、ボイラ蒸発量やNOx濃度のピークが燃焼用空気量の影響を受けていると推測される。しかし、ACCはボイラ蒸発量の目標値と測定値の差をフィードバックさせてダンパ開度を操作するのであるから、ダンパ開度のピークはボイラ蒸発量のピークによるものであると考えることもできる。

## 2.5.2 ARモデルのフィードバックシステムへの適用

フィードバックが存在するシステムにARモデルをあてはめる意味について考える。図2.4のような2変数のフィードバックループで、A、Bはそれぞれ1つのシステムであり、2つを含めたもの (□の部分) はトータルシステムとする。y (s)はAからの出力、x (s)はBからの出力である。

(たとえば焼却炉では、Aをダンパ操作システム、Bをボイラ蒸発量増減システムと考えると、蒸発量 y (s)を見て操作量 x (s)を決め、x (s)によって y (s)が変化するトータルシステムである。) 実際の x (s)は、システム内で入力 y (s)に回答する部分とそれ以外の部分、即ちシステムの持つ固有雑音及びトータルシステム外から入ってくる雑音の和 u (s)である。(トータルシステムは、A、Bのみを考えているから、他のものはすべてその外部からと考えられる。) これはシステムBについても同様である。

図2.5に示すように、システムA、Bの入力に対する応答部分 sysA、sysBが線形性を持っているとすると、

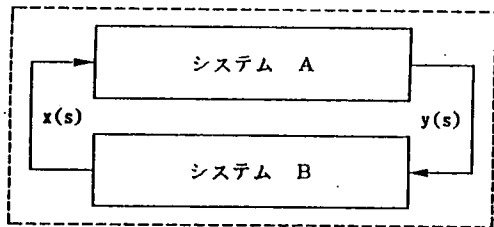


図2.4 2変数のフィードバックシステム

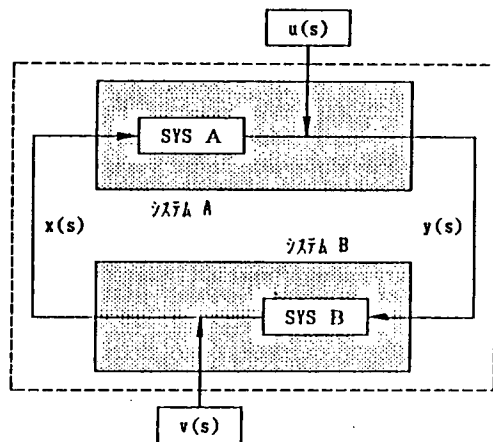


図2.5 雑音源を持つフィードバックシステム

$$y(s) = \sum_{m=1}^M a(m) x(s-m) + u(s) \quad (2.65)$$

$$x(s) = \sum_{m=1}^M b(m) y(s-m) + v(s) \quad (2.66)$$

と表される。但し、 $x(s)$ 、 $y(s)$ の直流分は0である。

$a(m)$ 、 $b(m)$  ( $m=1, 2, 3, \dots$ )は、それぞれsysA、sysBのインパルス応答関数となっている。この $a(m)$ 、 $b(m)$ を求めることがすなわちフィードバックシステムのモデル化に相当する。

まず、与えられた観測値の $x(s)$ と $y(s)$ に最小自乗法を使って(2.65)、(2.66)式をあてはめることを考える。

雑音の平均自乗和及び $a(m)$ の推定値 $\alpha(\tau)$ の条件は、次のようにして求められる。

$$\sum_{s=1}^M u(s)^2 = \sum_{s=1}^M \left\{ y(s) - \sum_{m=1}^M \alpha(m) x(s-m) \right\}^2 \quad (2.67)$$

$$\frac{\partial}{\partial \alpha(\tau)} \sum_{s=1}^M u(s)^2 = \frac{\partial}{\partial \alpha(\tau)} \sum_{s=1}^M \left\{ y(s) - \sum_{m=1}^M \alpha(m) x(s-m) \right\}^2 = 0 \quad (2.68)$$

( $\tau=1, 2, \dots, M$ )

しかし、(2.68)式が0になるように定めた $\alpha(\tau)$ をインパルス応答関数 $a(m)$ と決めるためには、 $u(s)$ と $x(s-1)$ 、 $x(s-2)$ 、 $\dots$ 、 $x(s-M)$ との相関が全て0になる場合のみに限られることが知られている。 $y(s)$ から $x(s)$ へのBによるフィードバックがある場合には、 $u(s)$ が $x(s)$ に対するホワイトノイズでない限り期待できない。 $v(s)$ に関しても同様に $y(s)$ に対するホワイトノイズでなければならない。

ノイズ $u(s)$ 、 $v(s)$ はシステムA、システムBの持つ固有雑音とトータルシステム外からの雑音であるが、後者は図2.6に示すようにシステムA、Bに個々に入る固有雑音、共通に入る固有雑音、 $x(s)$ 、 $y(s)$ が外部のシステムを経て帰ってきた雑音などが合わさったものと考えられる。 $u(s)$ や $v(s)$ をホワイトノイズにすることはこれらの雑音とトータルシステムを切り離して考えることに相当する。そのために合成された雑音をホワイトノイズか

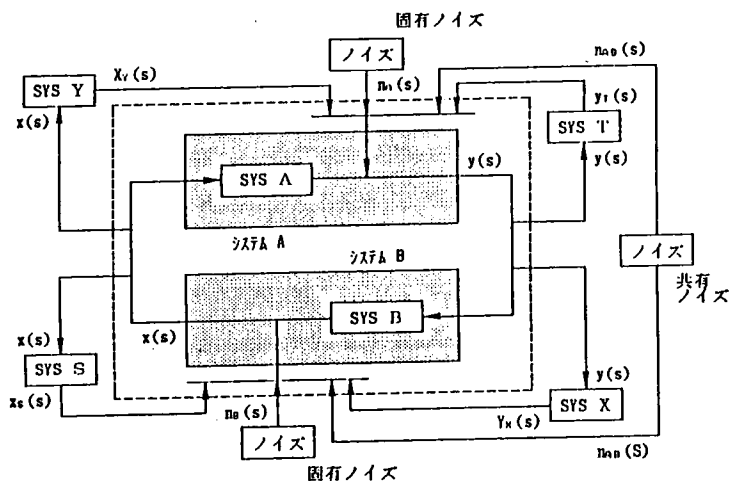


図2.6 雑音の発生構造の例

ら駆動するような一次元のARモデルと置き換えることにする。すなわち  $u(s)$ 、 $v(s)$  を、

$$u(s) = \sum_{l=1}^L c(l) u(s-l) + \xi(s) \quad (2.69)$$

$$v(s) = \sum_{l=1}^L d(l) v(s-l) + \eta(s) \quad (2.70)$$

とすることによって、図2.7に示すように雑音  $u(s)$ 、 $v(s)$  の部分は、ホワイトノイズ  $\xi(s)$ 、 $\eta(s)$  を入力する一次元ARモデルの  $\text{sysC}$ 、 $\text{sysD}$  に置き換えられる。これによりトータルシステムの雑音は  $\xi(s)$  及び  $\eta(s)$  のホワイトノイズのみとなる。

(2.65)式の  $u(s)$  を(2.69)式に代入すると、

$$y(s) = \sum_{m=1}^M a(m) x(s-m) + \sum_{l=1}^L c(l) u(s-l) + \xi(s) \quad (2.71)$$

また(2.63)式より、

$$\sum_{l=1}^L c(l) y(s-l) = \sum_{l=1}^L c(l) \left\{ \sum_{m=1}^M a(m) x(s-l-m) + u(s-l) \right\} \quad (2.72)$$

(2.71)式から(2.72)式を引くと、(2.71)式の右辺第二項が消えて、

$$y(s) - \sum_{l=1}^L c(l) y(s-l) = \sum_{m=1}^M a(m) \left\{ x(s-m) - \sum_{l=1}^L c(l) x(s-m-l) \right\} + \xi(s) \quad (2.73)$$

(2.69)式の  $\xi(s)$  を代入すると、

$$y(s) - \sum_{l=1}^L c(l) y(s-l) = \sum_{m=1}^M a(m) \left\{ x(s-m) - \sum_{l=1}^L c(l) x(s-m-l) \right\} + u(s) - \sum_{l=1}^L c(l) u(s-l) \quad (2.74)$$

(2.73)式を整理すると、

$$y(s) = \sum_{l=1}^L c(l) y(s-l) + \sum_{m=1}^{M+1} A_m x(s-m) + \xi(s) \quad (2.75)$$

ただし、 $a(m) = 0 (m < M)$  として、

$$A_1 = a(1)$$

$$A_m = a(m) - \sum_{l=1}^{m-1} c_l a(m-l) \quad (m=2, 3, \dots, M+L) \quad (2.76)$$

$$\begin{aligned} \text{ここで、} \quad / \quad c_l &= c(l) \quad (l=1, 2, \dots, L) \\ \quad \quad \quad \backslash \quad &= 0 \quad (l > L) \end{aligned}$$

(2.75)式に最小自乗法を適用して、 $c(l)$  と  $A_m$  の推定値を求めると、 $\xi(s)$  が  $y(s-l)$ 、 $x(s-m)$  等と無関係であるということから、 $N$  が大きくなっていくときそれぞれ  $c(l)$  と  $A_m$  に収束するような推定値が得られる。

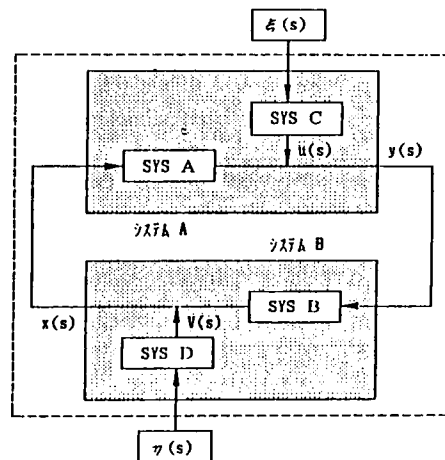


図2.7 雑音源を自己回帰表現で表したフィードバックシステム

フィードバックシステムを拡張して  $k$  変数の場合を考えると、(2.65)式は、

$$x_i(s) = \sum_{j=1}^k \sum_{m=1}^M a_{ij}(m) x_j(s-m) + u_i(s) \quad (i=1, 2, \dots, k) \quad (2.77)$$

(2.75)式は、

$$x_i(s) = \sum_{l=1}^L c_i(l) x_i(s-l) + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^k \sum_{m=1}^{M+L} A_{ijm}(s-m) + \xi_i(s) \quad (i=1, 2, \dots, k) \quad (2.78)$$

$$\text{ただし、} \quad u_i(s) = \sum_{l=1}^L c_i(l) u_i(s-l) + \xi_i(s)$$

またその時の(2.76)式は、

$$\begin{cases} a_{ij}(1) = A_{ij1} \\ a_{ij}(m) = A_{ijm} + \sum_{l=1}^L c_i(l) a_{ij}(m-l) \end{cases} \quad (2.79)$$

さて、(2.78)式は、

$$x_i(s) = \sum_{j=1}^k \sum_{m=1}^M A_{ij}(m) x_j(s-m) + \xi_i(s) \quad (i=1, 2, \dots, k) \quad (2.80)$$

の特殊な形となっているため、 $x_i(s)$ の多次元ARモデルから $A_{ij}(m)$ が定まり、インパルス応答関数 $a_{ij}(m)$ を求めることができる。このとき、(2.80)式で異なる $\xi_i(s)$ の無相関性を仮定していることから、正しいインパルス応答関数を推定するためには、多次元ARモデルあてはめ時の残差共分散が0に近いことが必要である。

(2.78)式と(2.80)式を比較すると $c_i(1)$ と $a_{ii}(1)$ が対応するから、雑音 $u_i(s)$ の自己回帰係数が $a_{ii}(1)$  ( $i=1, 2, \dots, M$ )で与えられ、固有雑音のパワースペクトル密度が、

$$p_{u_i}(g) = \frac{\sigma_{\xi_i}^2}{\left| 1 - \sum_{m=1}^M a_{ii}(m) \exp(-j2\pi gm) \right|^2} \quad (2.81)$$

で計算できる。ただし、 $\sigma_{\xi_i}^2$ は多次元ARモデルのあてはめ時の残差 $\xi_i(s)$ の分散値である。このパワースペクトルは、モデル変数として加えられていない重要な変数を探し出す手段となる。

### 2.5.3 ノイズ寄与率

フィードバック系にあてはめた多次元ARモデルを使ってフィードバック系のスペクトル解析を行う。求められたインパルス応答関数 $a_{ij}(m)$ を使うと、 $i$ から $j$ への周波数応答関数 $a_{ij}(g)$ は次のようになる。

$$a_{ij}(g) = \sum_{m=1}^M a_{ij}(m) \exp(-i2\pi gm) \quad (2.82)$$

このフィードバック系は周波数応答関数 $a_{ij}(g)$ を持つような要素によって $x_j(s)$ と $x_i(s)$ とが結合されている。各 $x_i(s)$ は固有雑音源 $u_i(s)$ を持つから、各 $x_i(s)$ はこの種々の $u_j(s)$ からの影響の和として表される。すなわち、各 $u_j(s)$ が互いに相関を持たないという仮定から、各 $x_i(s)$ のパワースペクトル密度関数 $q_{ii}(g)$ は、それぞれの固有雑音 $u_j(s)$ からの寄与の和として表される。

周波数領域では、

$$x_i(g) = \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^k a_{ij}(g) x_j(g) + u_i(g) \quad (2.83)$$

$$\begin{pmatrix} u_1(g) \\ u_2(g) \\ \vdots \\ u_k(g) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & -a_{12}(g) & \cdots & -a_{1k}(g) \\ -a_{21}(g) & 1 & \cdots & -a_{2k}(g) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -a_{k1}(g) & -a_{k2}(g) & \cdots & 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} x_1(g) \\ x_2(g) \\ \vdots \\ x_k(g) \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} x_1(g) \\ x_2(g) \\ \vdots \\ x_k(g) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & -a_{12}(g) & \cdots & -a_{1k}(g) \\ -a_{21}(g) & 1 & \cdots & -a_{2k}(g) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ -a_{k1}(g) & -a_{k2}(g) & \cdots & 1 \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} u_1(g) \\ u_2(g) \\ \vdots \\ u_k(g) \end{pmatrix}$$

右辺の逆行列の*i-j*成分を  $b_{ij}(g)$  とすると、

$$x_{ij}(g) = b_{ij}(g) u_i(g) \quad (2.84)$$

この  $x_{ij}(g)$  は第  $j$  番目の変数の固有ノイズ  $u_j(g)$  がフィードバックループを通して第  $i$  番目の変数  $x_i(g)$  へ及ぼす影響を示す。パワースペクトル領域で見ると、

$$q_{ij}(g) = |b_{ij}(g)|^2 q(u_j)(g) \quad (2.85)$$

ただし、 $q(u_j)(g)$  は  $u_j$  のパワースペクトル

この  $q_{ij}(g)$  は、周波数  $g$  における変数  $x_i$  のパワースペクトルのうちで  $u_j$  に起因する成分を示す。そして、 $q_{ij}(g)$  の  $x_i(g)$  のパワースペクトル全体からの割合を ノイズ寄与率 (Relative power contribution) といい、

$$r_{ij} = \frac{q_{ij}(g)}{p_{ii}(g)} \quad (2.86)$$

で表す。

$u_i(s)$ 、 $u_j(s)$  が互いに相関を持たないという仮定は、 $\varepsilon_i(s)$ 、 $\varepsilon_j(s)$  が相関を持たないという仮定に相当する。すなわち、ARモデルあてはめ時の残差の共分散を正規化した相関係数が0に近いことが前提条件となる。この相関係数が大きい場合には、次ぎの原因が考えられる。

- ①他に雑音源があって多くの  $x_i(s)$  に作用している。
- ②サンプリング間隔を大きくしたとき。

図2.8は、ごみ焼却炉におけるボイラ蒸発量(STM)への寄与率を示している。縦軸は、寄与率の%表示を表し、横軸は周波数で左端が0(cycle/min)、右端は1/16 (cycle/min)を表している。この図から、

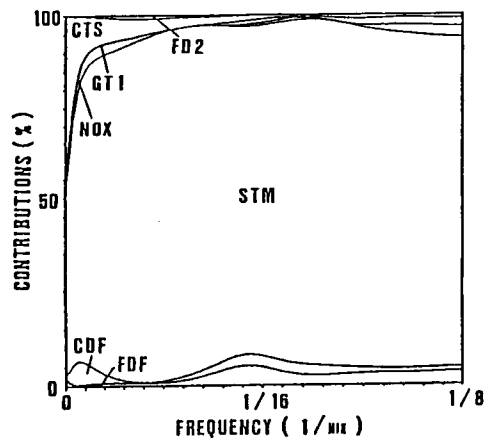


図2.8 ノイズ寄与率

低周波では燃焼ストーカ(CTS)の固有ノイズがボイラ蒸発量に影響しており、高周波ではボイラ蒸発量自身の固有ノイズが大きいため、他からの影響の小さいことがわかる。制御を行う場合、被制御変数に対し寄与率の大きい操作変数を探すことが有効である。

## 2.6 最適制御系の設計と制御シミュレーション

本節では、ARモデルを制御に生かすために状態空間表現への変換を行う。さらにその時のモデル次数の決め方について述べる。

### 2.6.1 ARモデルの状態空間表現

現在及び過去の変数の動きから現在の状態量を決定し、この状態量の知識だけで今後の動きについて最善の予測が可能となる表現(状態空間表現)をARモデルから導く。

定常時系列の一般的な状態空間表現は、

$$\begin{aligned} Z(s+1) &= \Phi Z(s) + G Y(s) \\ X(s) &= H Z(s) \end{aligned} \quad (2.87)$$

で表される。ここで、 $Z(s)$ は状態量ベクトル、 $Y(s)$ は操作量ベクトル、 $\Phi$ は遷移行列、 $H$ は観測行列で、 $X(s)$ は観測値ベクトルである。

定常時系列の自己回帰表現は、

$$X(s) = \sum_{i=1}^M A(i) X(s-i) + U(s)$$

あり、これを次の3段階で状態空間表現に変換する。

(STEP1)

時刻 $(s-1)$ において、時刻 $s$ の $X(s)$ を予測するためには上式より $X(s-1)$ ,  $X(s-2)$ ,  $\dots$ ,  $X(s-M)$ の情報が必要なる。そこで状態量 $Z(s)$ を次ぎのようにとる。

$$Z(s) = \begin{pmatrix} X(s) \\ X(s-1) \\ \vdots \\ X(s-M+1) \end{pmatrix} \quad (2.88)$$

そのときの状態空間表現は、

$$\begin{aligned} Z(s) &= \Phi_0 Z(s-1) + V_0(s) \\ X(s) &= H_0 Z(s) \end{aligned} \quad (2.89)$$

ただし、

$$\Phi_0 = \begin{pmatrix} A(1) & A(2) & \cdots & A(M-1) & A(M) \\ \vdots & \vdots & & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & \cdots & I & 0 \end{pmatrix}$$

$$V_0 = \begin{pmatrix} U(s) \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \quad H_0 = [I \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad \cdots]$$

$0$  : 零行列       $I$  : 単位行列



(STEP2)

しかし、この状態空間表現では $X(s)$ の予測値を次々求める場合に、毎回、

$$\sum_{m=1}^M A(m) X(s-m)$$

の計算を完了させなければならない。

制御時には、①観測値が与えられてからなるべく早く操作信号を出さなければいけないこと、②操作信号を出してから次の観測値を受けるまでの空き時間が利用できることから、現在までの状態を将来使われるときの形に変形して貯えておき、必要時に最小の時間で $X(s)$ が予測できるような $Z(s)$ の表現が便利である。

図2.9のように時刻 $n$ の予測値 $\underline{X}(n)$ は、時刻 $(n-1)$ から時刻 $(n-M)$ までの観測値に $A(1)$ から $A(M)$ を掛けた値の総和で表される。同様に、次ぎの時刻 $(n+1)$ の予測値 $\underline{X}(n+1)$ は、時刻 $(n-1)$ から時刻 $(n-M+1)$ までの観測値に $A(2)$ から $A(M)$ を掛け合わせて総和をとった値に、これから観測される時刻 $n$ の $X(n)$ に $A(1)$ を掛けた値を加えて計算される。現在は時刻 $(n-1)$ と時刻 $n$ の間であるから、後者の計算は観測値 $X(n)$ を待たなければならないが、 $X(n-1)$ から $X(n-M+1)$ の部分を先に計算しておくことは可能である。そうすれば観測値 $X(n)$ が入ってきた時には、 $(A(1) \times X(n))$ を加えるだけで予測値 $\underline{X}(n+1)$ を求めることができる(図2.10)。

このように、現在以降の予測値を計算する上で、現在までの観測値に係わる計算の部分を全て計算して貯えた形にする。時刻 $(n-1)$ までの $X$ の観測値が、時刻 $(n+i)$ なる未知時刻の $X$ に及ぼす影響を $Z_i(s)$ で表すことにすれば、

$$Z_i(s) = \sum_{m=1}^{M-i} A(m+i) X(n-m) \quad (2.90)$$

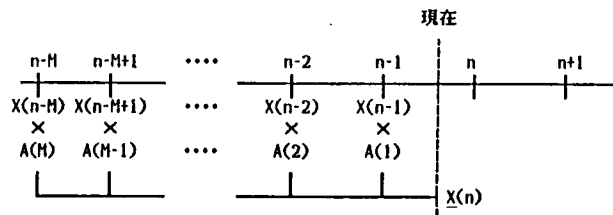


図2.9  $\underline{X}(n)$ の予測

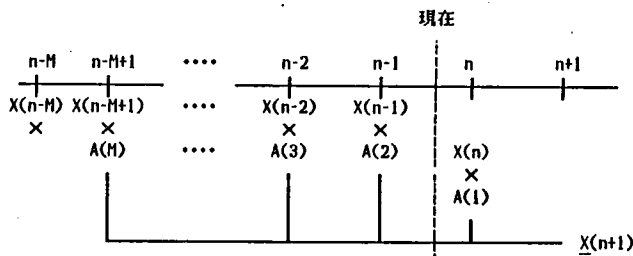


図2.10  $\underline{X}(n+1)$ の予測

ただし、 $Z_0(s)$ は一番新しい観測値 $X(s)$ となる。従って状態量を、

$$Z(s) = \begin{pmatrix} Z_0(s) \\ Z_1(s) \\ \vdots \\ Z_i(s) \\ \vdots \\ Z_{M-1}(s) \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{----- 現在の観測値} \\ \text{----- 現在よりiステップ先の予測値の計算の} \\ \text{うちで、現在までの観測値に係わる部分} \end{array} \quad (2.91)$$

とすると、

$$\begin{aligned} Z(s) &= \Phi_0 Z(s-1) + V_0(s) \\ X(s) &= H_0 Z(s) \end{aligned} \quad (2.92)$$

$$\Phi_0 = \begin{pmatrix} A(1) & I & 0 & \cdots & 0 & 0 \\ A(2) & 0 & 1 & \cdots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ A(M-1) & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 \\ A(M) & 0 & 0 & \cdots & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

$$V_0 = \begin{pmatrix} U(s) \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \quad H_0 = [I \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad \cdots]$$

$0$  : 零行列       $I$  : 単位行列

(STEP3)

観測値 $X(s)$ には直接制御の対象となる被制御変数、被制御変数の動きを説明する参考変数、システムへの入力である操作変数に分けられる。このうち、被制御変数と参考変数を合わせて状態変数と呼ぶことにする。状態空間表現(2.87)式では状態量と操作量とを分離し、状態量の変化をシステム内部の自由応答と操作量による強制応答の和で表している。操作量は時刻 $s$ における操作変数のベクトルであり、操作変数の履歴は含んでいない。システムの変化の履歴はすべて状態量内部に含まれている。

そこで(2.92)式を(2.87)式に変形するため、過去の操作変数に関連する部分を省略する。まず、観測値ベクトル $X(s)$ の成分を次式のように並びかえる。

$$X(s) = \begin{pmatrix} x_1(s) \\ x_2(s) \\ \vdots \\ x_r(s) \\ \hline y_1(s) \\ y_2(s) \\ \vdots \\ y_i(s) \end{pmatrix} \quad \begin{array}{l} \text{状態変数} \\ \text{操作変数} \end{array} \quad (2.93)$$

また状態量成分(2.90)式で、操作変数に関する部分を除いた成分 $Z_{i,s}$  ( $r \times 1$  行列)を次のように定める。

$$Z_{i,s} = \begin{pmatrix} 1 \\ Z_{i,s} \\ \hline * \end{pmatrix}_r \quad (i=1, 2, \dots) \quad (2.94)$$

\* は不要になった操作変数の部分

ただし、現時点の状態量成分 $Z_0(s)$ に含まれる操作量は(2.87)式の $Y(s)$ に相当するから、この部分を分離する。

$$Z_0(s) = \begin{pmatrix} Z_{0,s} \\ \vdots \\ Y(s) \end{pmatrix} \begin{matrix} r \\ 1 \end{matrix} = \begin{pmatrix} x_1(s) \\ x_2(s) \\ \vdots \\ x_r(s) \\ y_1(s) \\ \vdots \\ y_l(s) \end{pmatrix} \quad \begin{matrix} x_i(s) \text{は状態変数} \\ y_i(s) \text{は操作変数} \end{matrix} \quad (2.95)$$

こうして状態量を、

$$Z(s) = \begin{pmatrix} Z_{0,s} \\ Z_{1,s} \\ \vdots \\ Z_{n-1,s} \end{pmatrix} \begin{matrix} r \\ r \\ \vdots \\ r \end{matrix} \quad (2.96)$$

と定義し直すと、

$$\begin{aligned} Z_s &= \Phi Z_{s-1} + \Gamma Y_{s-1} + W_s \\ X_s &= H Z_s \end{aligned} \quad (2.97)$$

$$\Phi = \begin{pmatrix} a_{(1)} & I & 0 & \cdots & 0 & 0 \\ a_{(2)} & 0 & I & \cdots & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots \\ a_{(M-1)} & 0 & 0 & \cdots & 0 & 0 \\ a_{(M)} & 0 & 0 & \cdots & 0 & I \end{pmatrix} \quad \Gamma = \begin{pmatrix} b_1 \\ b_2 \\ \vdots \\ b_n \end{pmatrix}$$

$$W_s = \begin{pmatrix} u(s) \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \quad H_0 = [I \quad 0 \quad 0 \quad 0 \quad \cdots] \\ 0 : \text{零行列} \quad I : \text{単位行列}$$

$$Y_s = Y(s)$$

ただし、 $a_m$ 、 $b_m$ 、 $u(s)$ は、

$$A(m) = \begin{pmatrix} a_m & b_m \\ * & * \end{pmatrix} \begin{matrix} r \\ 1 \end{matrix} \quad U(s) = \begin{pmatrix} u(s) \\ * \end{pmatrix} \begin{matrix} r \\ 1 \end{matrix}$$

$a_m$ は状態変数（被制御変数＋参考変数）から状態変数へ、 $b_m$ は操作変数から状態変数への自己回帰係数の行列を表し、 $u(s)$ は状態変数のホワイトノイズベクトルを示している。

以上が(2.97)式が最終的なARモデルの状態空間表現である。

## 2.6.2 制御用多次元ARモデルの次数の決め方

ARモデルの自己回帰係数 $A(m)$ は上半分、即ち状態変数と操作変数から状態変数へ対する係数だけが使用されるわけであり、解析用ARモデルと制御用ARモデルでは、モデル次数の決め方が少し異なる。すなわち、操作変数の予測推定部分の評価が無くなるためであり、新しい次数決定のための指標として次のFPEC(M)を使用する。

$$FPEC(M) = \left(1 + \frac{Mk+1}{N}\right)^r \left(1 - \frac{Mk+1}{N}\right)^{-r} \|d_{r,M}\| \quad (2.98)$$

$d_{r,M}$ は、 $d_M$ の左上隅の状態変数に対応する部分の $r \times r$ 行列（被制御変数間の残差の共分散値）を表し、 $\|d_{r,M}\|$ はその行列式である。次数はこのFPEC(M)を最小にするMに決定する。

### 2.6.3 最適フィードバック制御系設計のためのダイナミック・プログラミング

ARモデルの状態空間表現から、ダイナミック・プログラミングを使って最適フィードバックゲインを求める。この計算の考え方は、

- (1) 二次評価基準を設定する。
- (2) 未来から現在の方に1ステップ先から1ステップ先までの最適化を満足するように次々計算を進める。

ことである。

最適フィードバック制御は、現在から将来にわたる被制御変数の変動を最小に抑え、かつ操作量変動のエネルギーを最小にすることを目的としたフィードバック制御である。その目的を定式化すると次のようになる。

$$J_1 = E [K_1] \quad (2.99)$$

$$K_1 = \sum_{s=1}^1 \{ Z_{1-s}' Q(s) Z_{1-s} + Y_{1-s}' R(s) Y_{1-s} \} \quad ( \cdot ' \text{は転置行列を表す} ) \quad (2.100)$$

(2.100)式の(A)は、時刻sにおける状態変数のQ(s)行列で重みづけられた自乗和であり、(B)は時刻sにおける状態変数のR(s)行列で重みづけられた自乗和である。そして、(2.99)式のJ<sub>1</sub>は、現在から1ステップ先までの両変数の重みつき自乗和の期待値を表している。このJ<sub>1</sub>を常に最小にする操作量をシステムに入力すれば、1ステップ将来まで見越した最適運転が行える。そこで、ダイナミック・プログラミング手法を用いて「最適操作量を求める式」を導く。

(2.99)、(2.100)式を変形して、

$$\begin{aligned} K_1 &= \{ Z_1' Q(1) Z_1 + Y_{1-1}' R(1) Y_{1-1} \} + K_{1-1} \\ J_1 &= E [ \underbrace{Z_1' Q(1) Z_1 + Y_{1-1}' R(1) Y_{1-1}}_{(A)} ] + J_{1-1} \\ &= E [ Z_1' Q(1) Z_1 + Y_{1-1}' R(1) Y_{1-1} ] \quad \text{————— 1ステップ先} \\ &\quad + E [ Z_{1-1}' Q(1-1) Z_{1-1} + Y_{1-2}' R(1-1) Y_{1-2} ] \quad \text{———— (1-1)ステップ先} \\ &\quad + E [ Z_{1-2}' Q(1-2) Z_{1-2} + Y_{1-3}' R(1-2) Y_{1-3} ] \quad \text{———— (1-2)ステップ先} \\ &\quad \cdot \\ &\quad + E [ Z_1' Q(1) Z_1 + Y_0' R(1) Y_0 ] \quad \text{————— 1ステップ先} \\ &\quad \quad \quad (Y_0 \text{は現時点で加えるべき操作量}) \end{aligned} \quad (2.101)$$

とする。

計算は1ステップ先から1ステップ先の方向へ、即ち未来から現在の方向へ進めて行く。まず1ステップ先の式(A)を最小にすることを考える。

Z<sub>1</sub>に状態空間表現の、

$$Z_1 = \Phi Z_{1-1} + \Gamma Y_{1-1} + W_1$$

を代入して、(1-1)ステップ先の状態量と操作量の関係に直す。W<sub>1</sub>はZ<sub>1-1</sub>やY<sub>1-1</sub>と無関係であるから、(A)式を整理すると、

$$E [W_1' Q(I) W_1 + (Y_{1-1}' \Gamma' + Z_{1-1}' \Phi') Q(I) (\Phi Z_{1-1} + \Gamma Y_{1-1} + Y_{1-1}' R(I) Y_{1-1})] \quad (2.102)$$

$$E [(Y_{1-1}' \Gamma' + Z_{1-1}' \Phi') Q(I) (\Phi Z_{1-1} + \Gamma Y_{1-1}) + Y_{1-1}' R(I) Y_{1-1}] \quad (2.103)$$

について考える。このIステップ先の評価を最小にするために、(I-1)ステップの時点で行われるべき最適操作量 $Y_{1-1}$ を計算する。(2.103)式は $Y_{1-1}$ ベクトルの各成分の自乗和が含まれているから、各成分についての極小値が存在する。 $Y_{1-1}$ の各成分に関する微分係数を0に等しいとおくと、

$$Y_{1-1} = - (R(I) + \Gamma' Q(I) \Gamma)^{-1} \Gamma' Q(I) \Phi Z_{1-1} \quad (2.104)$$

となり、(I-1)ステップ先で操作すべき量は、(I-1)ステップ先の状態量の線形変換で表される。このとき(2.103)式の値は、

$$E [Z_{1-1}' \Phi' (Q(I) \Gamma (R(I) + \Gamma' Q(I) \Gamma)^{-1} \Gamma' Q(I)) \Phi Z_{1-1}] = E [Z_{1-1}' S(I-1) Z_{1-1}] \quad (2.105)$$

ただし、

$$\begin{aligned} M(I-1) &= Q(I) - Q(I) \Gamma (R(I) + \Gamma' Q(I) \Gamma)^{-1} \Gamma' Q(I) \\ S(I-1) &= \Phi' M(I-1) \Phi \end{aligned}$$

この最小となった(A)式をもとの(2.101)式に戻すと、

$$\begin{aligned} J I &= E [W_1' Q(I) W_1] \\ &+ E [Z_{1-1}' S(I-1) Z_{1-1}] \quad \text{Iステップ先} \\ &+ E [Z_{1-1}' Q(I-1) Z_{1-1} + Y_{1-2}' R(I-1) Y_{1-2}] \quad \text{(I-1)ステップ先} \\ &+ E [Z_1' Q(I) Z_1 + Y_0' R(I) Y_0] \quad \text{1ステップ先} \\ &= E [W_1' Q(I) W_1] \\ &+ \underbrace{E [Z_{1-1}' (S(I-1) + Q(I-1)) Z_{1-1} + Y_{1-2}' R(I-1) Y_{1-2}]}_{(B) \quad \text{Iステップ先から(I-1)ステップ先まで}} \\ &+ E [Z_1' Q(I) Z_1 + Y_0' R(I) Y_0] \quad \text{1ステップ先} \end{aligned} \quad (2.106)$$

のようになり、(2.106)式(B)の $S(I-1) + Q(I-1)$ を $Q(I-1)$ とおくと(B)は、

$$E [Z_{1-1}' Q(I-1) Z_{1-1} + Y_{1-2}' R(I-1) Y_{1-2}] \quad (2.107)$$

で、(2.101)式(A)と同じ形となる。

(A)の場合と同様の方法で(B)の最小化を図ると、

”Iステップ先において最適操作を行うという条件があるときの、(I-1)ステップ先での最適操作を決める。”

ことになる。この最小化をIステップ先まで次々繰り返せば、

$$J_1 = \sum_{i=1}^I E_i [W_i' Q(1) W_i] + E [Z_0' Q(1) Z_0 + Y_0' R(1) Y_0] \quad \begin{array}{l} \text{— } I \text{ ステップ先から} \\ \text{1 ステップ先まで} \end{array} \quad (2.108)$$

となる。 $Z_0$ は現時点での状態量、 $Y_0$ は現時点でシステムに入力すべき操作量である。最終的に必要となる操作量は $Y_0$ であり、

” $I$ ステップ先から1ステップ先までのすべてのステップで最適操作を行う条件があるときの現在入力すべき最適操作量”

を意味する。以上の計算過程は図2.11のように表せる。

実際の計算では定常なシステムと考えて、 $Q(1)$ 、 $R(1)$ を $I$ によらず一定としている。

$$Q = \begin{pmatrix} r & 0 \\ Q_1 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix} \begin{matrix} (M-1)r \\ r \\ (M-1)r \end{matrix} \quad Q_1 = \begin{pmatrix} q_1 & 0 & \cdots & 0 \\ 0 & q_2 & \cdots & 0 \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \vdots & \vdots & q_r \end{pmatrix} \begin{matrix} r \\ r \\ r \end{matrix}$$

$q_j (j=1, 2, \dots, r)$ は  
 $i$ 番目の被制御変数の重み

$$R = \begin{pmatrix} r_1 & & & \\ & r_2 & & \\ & & \ddots & \\ & & & r_l \end{pmatrix} \begin{matrix} 1 \\ \\ \\ l \end{matrix}$$

$r_j (j=1, 2, \dots, l)$ は $j$ 番目の  
操作変数の重み

(2.109)

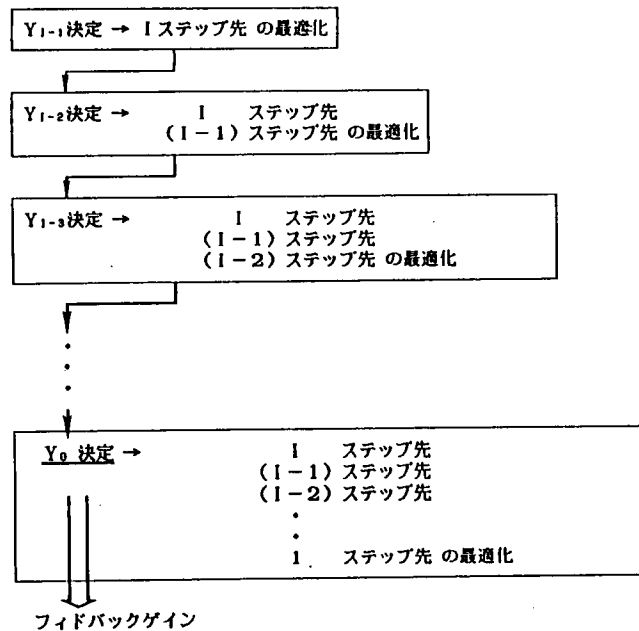


図2.11 最適フィードバックゲインの計算における  
ダイナミックプログラミングの考え方

最終結果  $Y_0$  は、 $Z_0$  の線形変換で表され、

$$Y_0 = G_1 Z_0 \quad (2.110)$$

$$G_1 = - (R + \Gamma' P_{1-1} \Gamma)^{-1} \Gamma' P_{1-1} \quad (2.111)$$

ただし、

$$M_i = P_{i-1} - P_{i-1} \Gamma (R + \Gamma' P_{i-1} \Gamma)^{-1} \Gamma' P_{i-1}$$

$$P_i = \Phi' M_i \Phi + Q \quad (i=1, 2, \dots, I-1)$$

$$P_0 = Q$$

となる。

実際の制御では、まず現時点の観測値ベクトル  $X(s)$  を状態量の  $Z_0$  の部分に代入して状態量  $Z(s)$  を更新する。

$$Z(s) = \begin{pmatrix} Z_0 \\ Z_1 \\ \vdots \\ Z_{n-1} \end{pmatrix} \quad Z_0 = X(s) \quad (2.112)$$

そして、フィードバックゲイン  $G_1$  をかけて現時点の操作量  $Y(s)$  を計算する。

$$Y(s) = G_1 Z(s) \quad (2.113)$$

$Z_0$  はサンプリング周期ごとに更新されて、その時点から  $I$  ステップ先までを考慮した操作量が新たに計算される。システム同定がうまくいっており、ノイズが予測される範囲内であれば、操作量は絶えず安定な方向に向くような最適制御量となっている。

#### 2.6.4 重み行列 $Q_1$ 、 $R$ の決定方法と最適化自動収束計算法

次に多変数の制御バランスや操作条件を考えた場合の具体的な最適化制御系の設計を述べる。

最適制御系の設計では、重み行列  $Q_1$  と  $R$  を決定し、フィードバックゲイン  $G_1$  の式の計算を行うが、この重み  $Q_1$  と  $R$  の取り方について考える。

(1) 最適化計算で  $i$  ステップ先での最適操作量  $Y_i$  は評価式が極小となるような  $Y_i$  で決められており、 $J_1$  の大きさには関係しない。例えば、 $Q_0$ 、 $R_0$  の行列があって  $Q_1 = 2Q_0$ 、 $R = 2R_0$  として計算したときの  $J_1$  は、 $Q_1 = Q_0$ 、 $R = R_0$  としての計算したときの  $J_1$  の2倍となるが、求めるゲインは同じ値である。このことは  $Q_1$  と  $R$  の比が意味を持つことを示している。

(2)  $Q_1$  と  $R$  の大きさを無制限に変えるわけにはいかない。被制御変数の制御を強めれば強めるほど、操作量の一部は限りなく大きくなる。そこで、各操作変数を定められた範囲で動かすときに実現可能な制御効果を計算することにする。この操作領域を分散値ととらえ、それを目標分散値と呼ぶことにする。例えば、システム同定実験で加えた操作量（ノイズ）は操作量として有効な範囲にあるので、この分散値を目標分散値とする。D.P. 計算は重みを調節しながらこの条件を満足せねばならず、図2.12に示す収束計算を行うことになる。

① まず標準的な重み行列として、 $Q_1$  は制御モデルあてはめ時の残差の分散値の逆数を選び、

Rは実験時の操作量の分散値の逆数を選ぶ。

②このRとQ<sub>i</sub>を用いてフィードバックゲインを計算する。

③ゲインの評価は制御シミュレーションで行い、操作変数のシミュレーション分散値が制約条件に近いかどうかを調べる。

④違っていればR行列を補正し、再び最適制御系設計とそのシミュレーションを繰り返す。

⑤こうして、全操作変数について制約条件を満足したときに計算を打ち切る。

この繰り返し計算を計算機で行うのが最適化自動収束計算である。④の重みの再設定は、次式で行う。<sup>67)</sup>

$$r_i^{(n+1)} = r_i^{(n)} * (S_i^{(n)} / S_0) \quad (i=1, 2, \dots, k) \quad (2.114)$$

ここで、S<sub>0</sub>は操作変数の目標分散値、S<sub>i</sub><sup>(n)</sup>は第n回計算の制御シミュレーションで得られた操作変数の分散値、r<sub>i</sub><sup>(n)</sup>とr<sub>i</sub><sup>(n+1)</sup>は第n回、第(n+1)回計算時の操作変数の重みである。

以上は操作量を上げるとき制御効果が上がることを前提としており、それが正しいかどうかを調べる必要がある。それは1操作変数の目標値を変えて制御効果を見ればわかる。

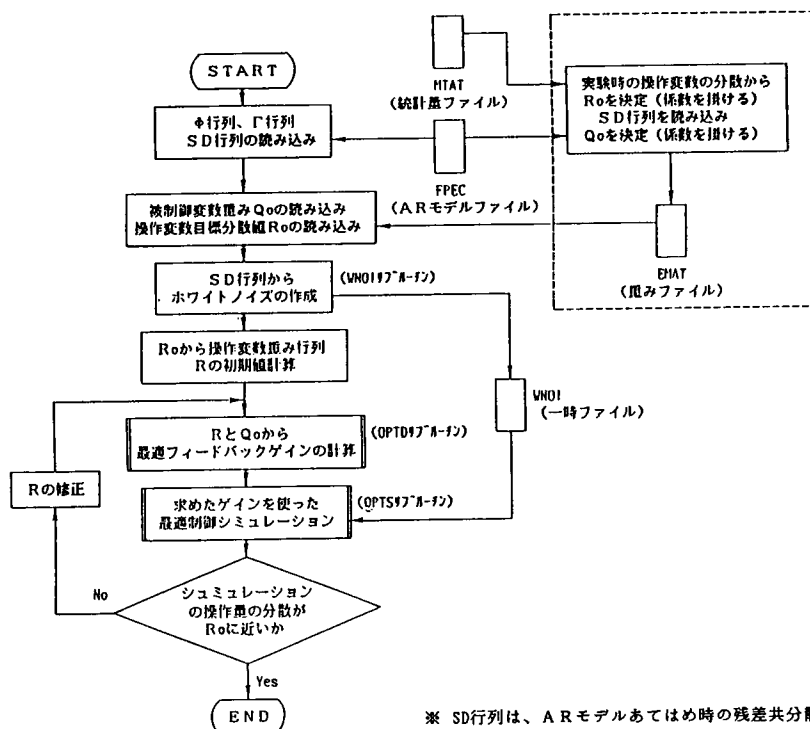


図2.12 最適フィードバックゲインの自動収束計算フロー



(3) 被制御変数の重みバランスは、その制御効果のバランスを決定する。強い制御を望む変数の重みを大きくすればよい。操作量の分散を目標とする自動収束計算を行う場合、重み  $Q_1$  に対して  $R$  が自動的に決定される。このことは、被制御変数の重みの絶対値は意味をもたず、その比が有効であることを示している。1変数の制御であれば、重みは0以外の数であればよい。

本研究の具体的な最適制御系の設計手順（ボイラ蒸発量とNOx濃度の同時制御の場合）についてそのフローを図2.13に示す。

① 重み行列の初期値として、 $Q_1$ は解析用ARモデルの残差の分散値の逆数を、 $R$ は実験時の操作量の分散値の逆数をとる。また操作変数の目標分散値は実験時に投入したノイズの分散値とする。

② 被制御変数はNOx濃度とボイラ蒸発量の2変数であるから、ボイラ蒸発量の重みを固定してNOx濃度の重みを初期値の倍数で増減させる。NOx濃度の重みを連続的に変化させると制御効果も連続となるため、NOx濃度の重みをボイラ蒸発量の重みに比べて極端に大きく、あるいは小さくにとって自動収束計算を行い、制御効果の極限を見る。そしてそのときのボイ

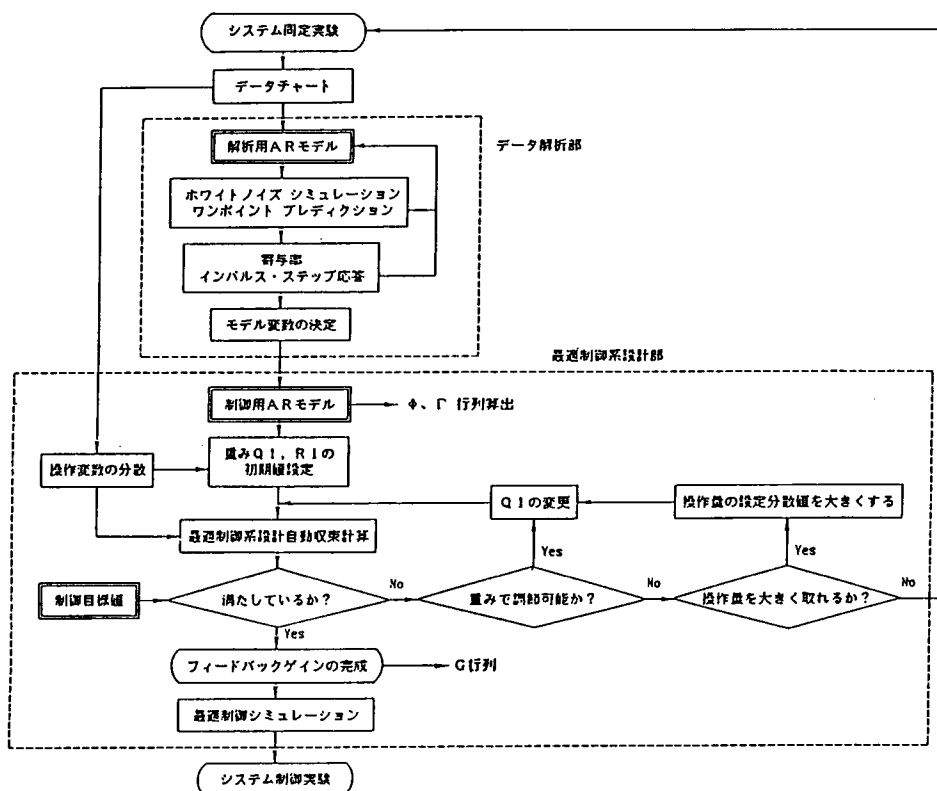


図2.13 最適制御系構築のための手続きフロー

ラ蒸発量の分散値がある基準より低ければNOx濃度の重みを段階的に変えて自動収束計算を行う。ボイラ蒸発量の基準は、ACCの単独制御時のボイラ蒸発量の分散値にとることとし、それでゲインが決まらない場合には、実用的な基準として安定した電力を供給することのできる1.0 (TON/HR)にとることとする。

③ボイラ蒸発量が基準値を上回っていれば、実用的な範囲内で目標分散値を段階的に上げて操作変数の自由度を増し、再び②を繰り返す。

④目標分散値を実用的な範囲で上げてもボイラ蒸発量の基準を達成できない場合には、モデルの再検討あるいは実験の再検討を行う。

## 2.7 さいごに

本章では、統計的データを取り扱うときに必要である定常性の判定方法と、基本的な統計関数について述べ、次に自己回帰モデルの作成方法、周波数領域での解析方法、モデルの状態空間表現への変換、最適フィードバックゲインの設計方法などについて、文献44に基づいて説明した。ARモデルによる最適制御系は理論ベースがしっかりしており、プラントへの適応は順にあてはめてゆくことで達成されと考えられる。次章では、モデル作成手法の知識と制御対象に関する知識から、都市ごみ焼却炉の場合のモデル作成及びシステム解析の手続きをまとめている。

## **第3章 手動運転による同定実験と システム解析**

### 第3章 手動運転による同定実験とシステム解析

#### 3.1 はじめに

プラントを制御するときには、まずプラントのモデルを作成し、そのモデルをベースに制御系を設計することが一般的である。しかし、都市ごみ焼却炉ではごみ質の変動が大きい、燃焼反応が複雑である、炉構造からの影響が明かでないなどの点から見て、理論モデルを作成することは困難であり、炉全体をブラックボックスと考えて統計的モデルを作成するアプローチの方が有効と思われる。また、制御目的が時々刻々変化するボイラ蒸発量やNOx濃度を安定化することであるから、プラントのダイナミックな動きを捉えることのできるモデルが必要である。以上の理由から、都市ごみ焼却炉を自己回帰モデル（ARモデル）で表すことを検討した。

ARモデルはプラントの動きを統計的に線形近似するモデルであるから、同定実験を行いモデル化しやすいデータを収録しなければならない。同定実験では操作量に変動を与えて、定常状態を中心として線形性が崩れない範囲でシステムを励振させる。

ところで、本研究の対象とする都市ごみ焼却炉は処理量が200(ton/hr)の連続式炉であり、近年ではこのような大型炉に自動燃焼制御（ACC）が組み込まれ、ボイラ蒸発量が設定された値に制御されている。ACCが働いている状態で同定実験を行うことは可能であるが、その時にはACCによるフィードバックループの存在を考慮しなければいけない。それよりもまず、制御の働いていない状態で操作量と状態量の関係を表すARモデルを作成し、焼却炉システム本来の特徴を解析することが重要であると考えられる。そのようにすれば、ACCの空気量操作及びストーカー速度操作がボイラ蒸発量制御として適切か、またNOx濃度に対してはどうか、などの診断にも利用でき、ACCの改善に貢献するであろう。

そこで本章では、焼却炉本来の特徴を知るために制御の働かない状態、すなわちACCを作動させない状態で、手動操作による同定実験を行うことにした。同定実験の負荷条件は、低負荷及び高負荷の2条件とした。そして、それぞれのARモデルを比較し、負荷が違うとその動特性がどのように変化するかを考察した。また、データのタイムステップが異なるときの解析結果の比較も行った。

#### 3.2 A都市ごみ焼却炉の特徴

手動による同定実験で使用するA都市ごみ焼却炉について、構造の概要とACCについて述べる。ACCは本章では必要ないが、次章以降に備え、炉の構造と併せて説明しておく。

A都市ごみ焼却炉は図3.1（計測信号名については表3.1を参照）に示すストーカー式炉であり、廃熱ボイラを備えている。

まず、空気量に関する変数は、「空気流量を示す変数」と「ダンパ開度を示す変数」がある。前者は燃焼空気総量(FDF)と炉冷却空気量(CDF)であり、後者はそれ以外の乾燥空気量、燃焼空気量、後燃焼空気量である。図3.2に示すように、燃焼空気総量(FDF)は押し込

み送風器(FDFファン)のすぐ先にあるFDFダンパを操作することにより決まる燃焼空気の総量であり、この空気は分配されて各ストーカの下から供給される。燃焼空気はまずFD4ダンパおよびFD1ダンパで乾燥・燃焼空気と後燃焼空気に分配され、前者はさらに蒸発量制御ダンパ(FD2)で乾燥空気と燃焼空気に分配される。各ストーカ下に供給される空気量の中で燃焼空気量が最も多く、ACCはこの燃焼空気量を蒸発量制御ダンパ(FD1ダンパ)で操作している。乾燥空気と後燃焼空気は燃焼空気量の変化に大きく左右されて、ダンパ開度と流量がいつも一定の関係にあるとは限らない。ダンパ開度と流量の間にはヒステリシス(非線形性)が存在し、ダンパ開度が同じ角度で変化しても、流量は0度(全閉)付近で増減が大きく、90度(全開)付近で増減が小さいことを考慮しておく必要がある。一般に線形制御を考える場合には、ヒステリシスの少ない部分だけを使って線形近似する。作成しようとするARモデルも線形近似モデルであるから、同定実験では線形性が保たれる開度で操作することが理想的である。

次に、図3.3に示す炉冷却空気量(CDF)は、炉温制御用送風器(CDFファン)の先にあるCDFダンパを操作することにより決まる冷却用の空気総量で、実験中はボイラ側に壁面から第一燃焼室に向けて吹き込んでいる。

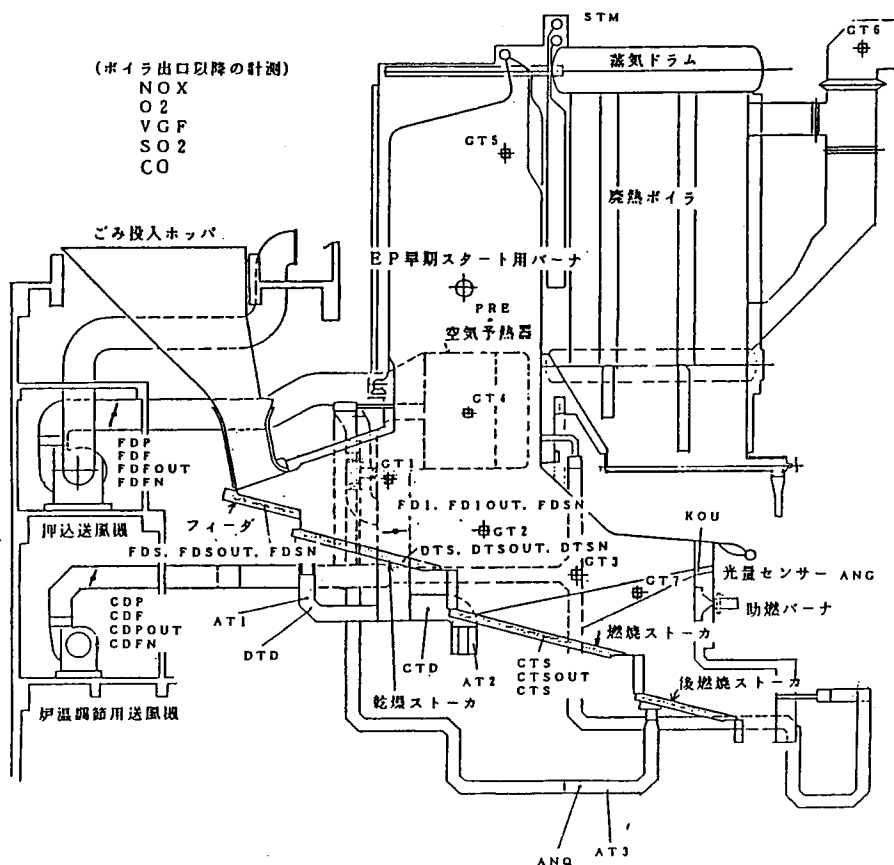


図3.1 A都市ごみ焼却炉の構造と計測ポイント

ストーカはフィーダ、乾燥ストーカ、燃焼ストーカ、後燃焼ストーカより構成される。ACCは燃焼状態にあわせて燃焼ストーカ速度を操作する。乾燥ストーカ速度は燃焼ストーカ速度に係数を掛けた値と、乾燥段から燃焼段の落ち口に設置されたごみ層レベル計からの信号によって決まる。フィーダについても同じで、乾燥ストーカの動きに連動している。後燃焼ストーカは灰を送り出すだけであるから、通常は一定速度で動かしている。ところで、ストーカ速度についても非線形性が存在する。A都市ごみ焼却炉のストーカ速度は、ストロークの開始と次のストロークの開始までの時間間隔で表している。すなわち、ストーカ速度はストーカ往復時間と待ち時間の和である。1ストロークに費やす時間は一定であるので、待ち時間の長さでごみ送りを調整する。ごみ送りの非線形性は、①ストーカの送りと返り、②ストーカ移動時と停止時の存在、③ストーカ上でのごみの滑りやすさの違い、などの理由で発生すると考えられる。実際のごみ送り量を測定することは不可能であるた

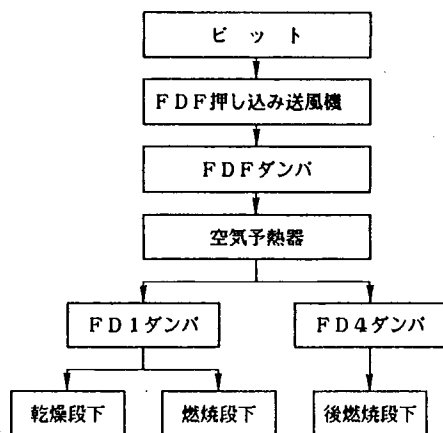


図3.2 燃焼空気の流れ

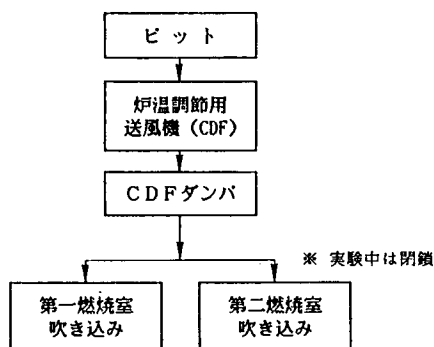


図3.3 炉冷却空気の流れ

表3.1 計測信号のリスト

計測項目	記号
IDF負荷量	IDF
燃焼空気総量	FDF
燃焼空気温度	AT2
後燃焼空気温度	AT3
炉冷却空気量	CDF
第一燃焼室ガス温度	GT4
第二燃焼室ガス温度	GT5
ボイラ出口ガス温度	GT6
排ガス量	VGF
ボイラ蒸発量	STM
12%O <sub>2</sub> 換算NO <sub>x</sub> 濃度	NOX
SO <sub>2</sub> 濃度	SO2
大気温度	ATM
ごみ速度	SI
乾燥空気温度	AT1
乾燥段上ガス温度	GT1
燃焼段前上ガス温度	GT2
燃焼段後上ガス温度	GT3
排ガス酸素濃度	O2
フィーダ速度	FDS
乾燥ストーカ速度	DTS
燃焼ストーカ速度	CTS
光量信号	KOU
蒸発量制御ダンパ開度	FD1
後燃焼空気ダンパ開度	FD4
乾燥段下ドラフト	DTD
燃焼段下ドラフト	CTD
後燃焼段下ドラフト	FTD
第一燃焼室冷却空気ダンパ開度	CD1
第二燃焼室冷却空気ダンパ開度	CD2
乾燥空気ダンパ開度	FD2
乾燥・燃焼空気ダンパ開度	FD3

め、ストーカ速度とごみ送り量の関係を調べることはできないが、統計的には線形であると考えられよう。ごみの供給量を表すものとして他にごみ層厚がある。これは、フィーダ速度と乾燥ストーカ速度の比、乾燥ストーカ速度と燃焼ストーカ速度の比が影響してくる。ストーカ上のごみの滞留量は、上段のごみ送り量の積算量からその段のごみ送り量の積算量を減じたものとなるから、ごみ層厚は各ストーカ速度の積分量が関係することになり、その予測は非常に複雑である。通常のACCでは、上述した隣合うストーカの速度比例制御やごみ層厚の一定制御を働かせて、ごみが定常的に移動するようにしている。しかし、本実験ではフィーダ速度(FDS)、乾燥ストーカ速度(DTS)、燃焼ストーカ速度(CTS)、後燃焼ストーカ速度を全て手で操作した。

### 3.3 手動による同定実験

#### (1) 操作変数の揺らせ方

同定実験は、燃焼を維持しながらプラントの動きを励振させる実験である。燃焼を完全に制御すると、状態変数の変動が小さくなり操作因子と制御因子の関係が明瞭に表れないため、精度の高いモデルが同定できない。人間の操作は決して的確な操作ではないから、操作不足や過剰がノイズとしてシステムを励振させ、同定が可能となる。そこで、同定実験では全て実験者が操作することにした。実験者は炉内の炎の状態や燃え切り点の位置などを見ながら、操作変数を動かして燃焼を維持した。操作可能な変数はすべて操作変数になりうるが、特に各段のストーカ速度と燃焼空気量、炉冷却空気量（または二次燃焼空気）が重要と考え、操作頻度が多くなるように努めた。

#### (2) 観測値の収録方法

計測項目は、制御対象として考えている変数（被制御変数）とプラント（おもに炉内）の状態を表すと考えられる変数（参考変数）、そして手動操作する操作変数である。最初の時点では、どの計測値をモデル変数とするかが未定であるため、できる限り多く計測点を設けることにし、表3.1に示す32点の計測項目を選んだ。

計測信号には、焼却炉付属のデータ収録用計算機から取り込む信号と、実験のために新たに設置した熱電対などからアンプを介して直接に取り込む信号があり、それらのアナログ信号はA/Dコンバータでデジタル信号へ変換した後、GPIOを介して8ビットパーソナルコンピュータに取り込んだ。

#### (3) サンプリング周期とデータ収録長

データのサンプリング周期については、燃焼空気量からボイラ蒸発量への早い応答を十分に記録できる周期を選ぶことにした。すなわち、燃焼空気からボイラ蒸発量へのステップ応答が約5分で一定になると見積り、その時定数より十分に短い30秒に決めた。また、高周波成分を拾わないようにするため10秒ごとにデータを収録し、それを30秒で平均することにした。データ収録長については十分に長いデータが必要と考え、手動操作でできる限り実験を続けた結果、1実験あたり3日（8640データ）となった。

#### (4) 同定実験の結果

以上の実験方法を定め、負荷条件が120ton/dayの低負荷（定格の60%負荷）と200ton/dayの高負荷（定格負荷）の2実験をおこなった。実験で収録されたデータの一部を図3.4（低負荷時）、図3.5（高負荷時）に示す。また、主な変数の統計量を表3.2、3.3に示す。

表3.2 低負荷同定実験における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	21.0	0.00	12.5	6.89
12%O <sub>2</sub> NO <sub>x</sub> 濃度	NOX	ppm	187.	50.8	99.6	184.
酸素濃度	O2	%	16.9	6.25	11.1	2.14
乾燥段上ガス温度	GT1	°C	1030	568.	910.	2770
第一燃焼室温度	GT4	°C	933.	487.	728.	4320
乾燥段下ドラフト	DTD	mmH <sub>2</sub> O	149.	-8.70	25.5	416.
燃焼段下ドラフト	CTD	mmH <sub>2</sub> O	128.	13.2	73.8	408.
燃焼空気総量	FDF	Nm <sup>3</sup> /min	510.	176.	315.	3600
炉冷却空気量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	185.	12.3	52.8	799.
蒸発量制御ダンパ	FD1	%	69.5	13.8	35.4	114.
乾燥空気ダンパ	FD2	%	41.6	0.0	7.31	29.8
乾燥段ストーカ速度	DTS	NOTCH	7.73	0.0	4.21	1.71
燃焼段ストーカ速度	CTS	NOTCH	7.72	0.0	5.02	1.05

\* データのタイムステップは30秒、データ数は9120データ

表3.3 高負荷同定実験における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	26.0	5.56	17.6	13.7
12%O <sub>2</sub> NO <sub>x</sub> 濃度	NOX	ppm	174.	24.7	99.8	258.
酸素濃度	O2	%	16.0	2.18	9.86	4.06
乾燥段上ガス温度	GT1	°C	1060	616.	904.	5740
第一燃焼室温度	GT4	°C	991.	521.	776.	7930
乾燥段下ドラフト	DTD	mmH <sub>2</sub> O	135.	-36.2	30.4	237.
燃焼段下ドラフト	CTD	mmH <sub>2</sub> O	166.	-19.3	67.5	1420
燃焼空気総量	FDF	Nm <sup>3</sup> /min	507.	96.1	291.	4750
炉冷却空気量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	216.	0.00	108.	4030
蒸発量制御ダンパ	FD1	%	97.3	0.00	26.7	325.
乾燥空気ダンパ	FD2	%	54.9	0.00	11.1	65.9
乾燥段ストーカ速度	DTS	NOTCH	9.52	0.00	5.59	1.42
燃焼段ストーカ速度	CTS	NOTCH	8.92	0.534	6.16	1.03

\* データのタイムステップは30秒、データ数は8640データ



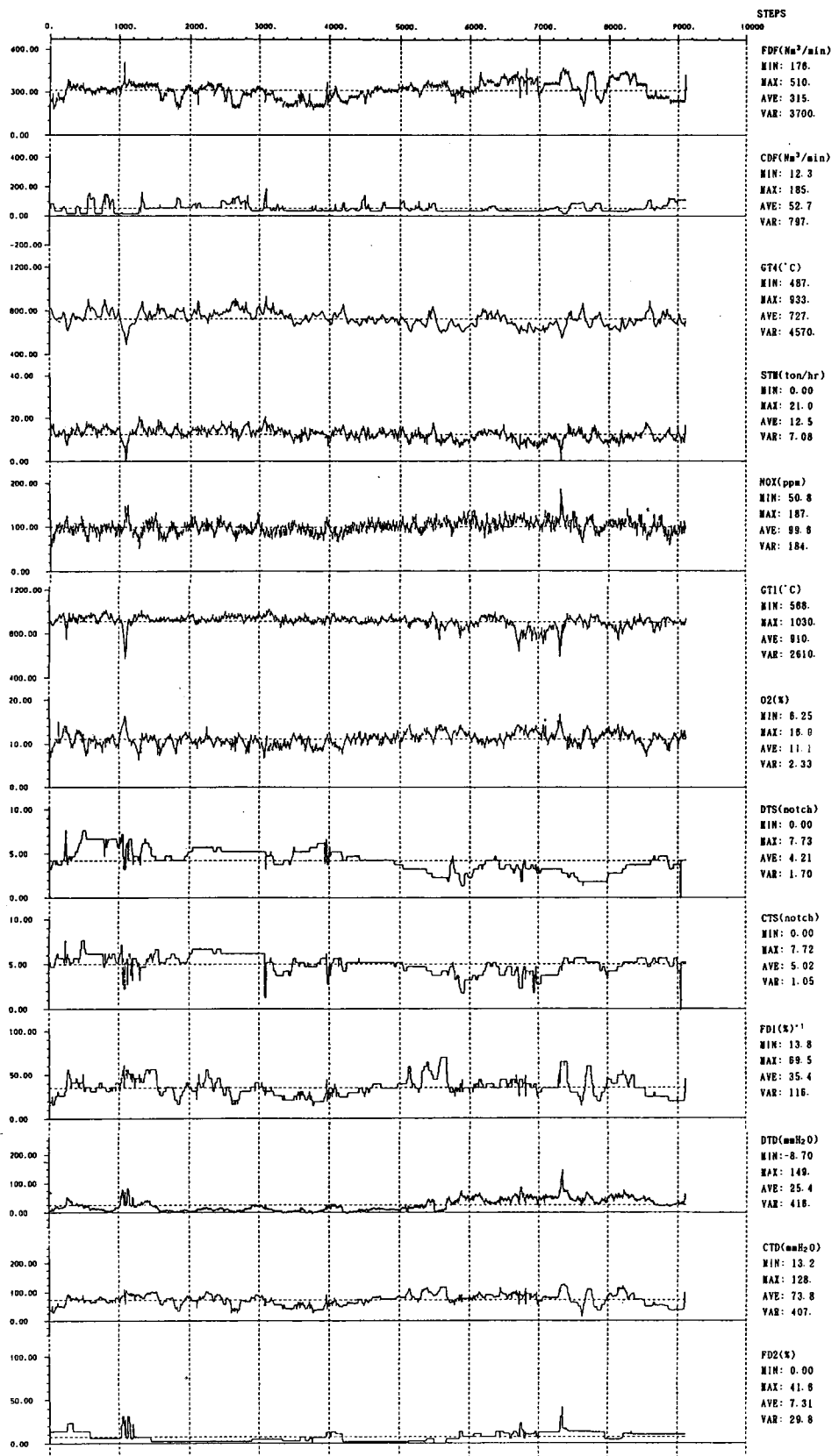


図3.4 手動による低負荷同定実験における主な変数のチャート

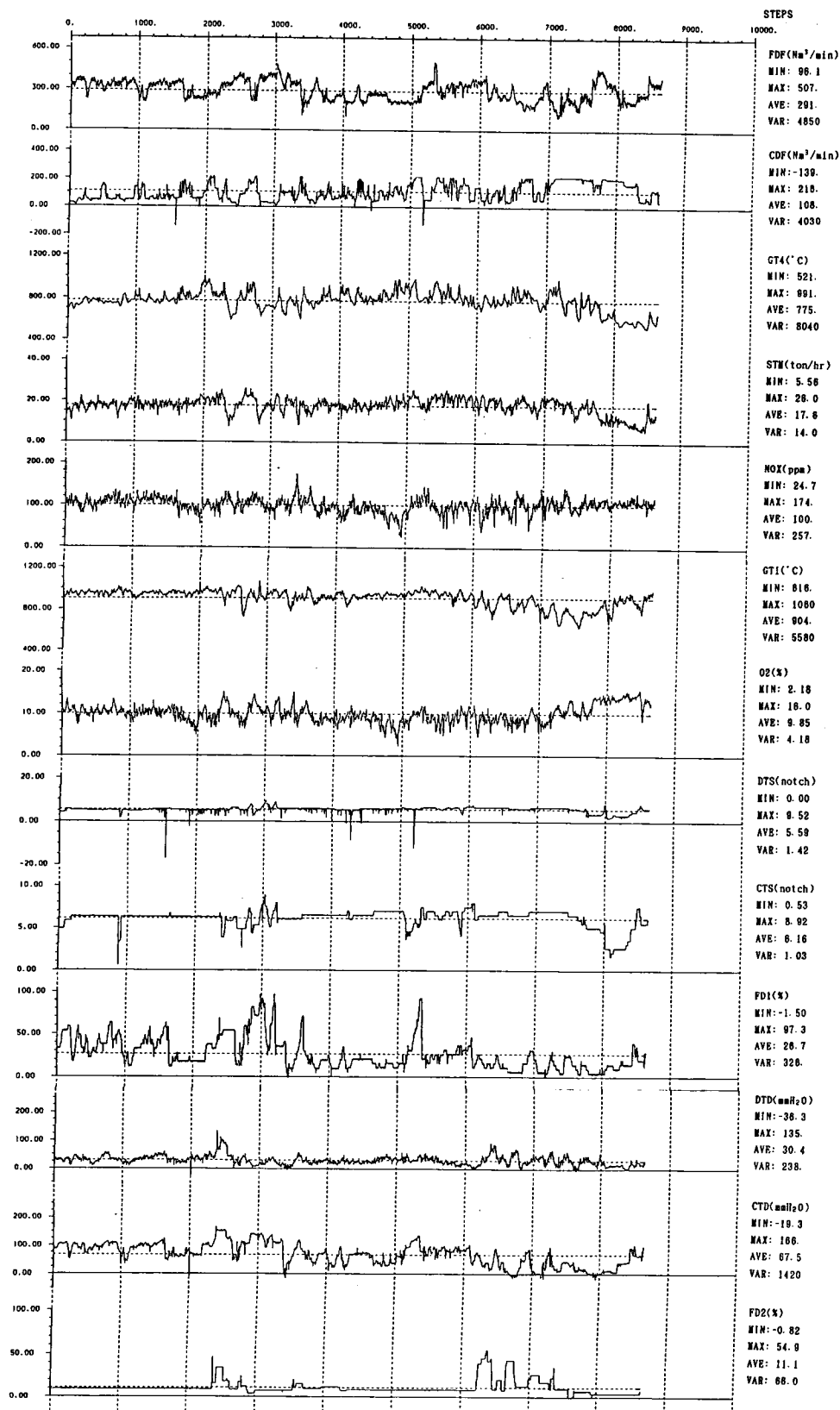


図3.5 手動による高負荷同定実験における主な変数のチャート

### 3.4 ARモデル作成と解析の手続き

ARモデルの作成とシステム解析を、図3.6に示すフローに従っておこなった。

最初に、多くの計測点の中からモデル変数として重要と考えられる変数を予備的に選び出し、その変数中で組合せてARモデルをあてはめる。作成したモデルを検証するために、モデルの対象に依存しない方法でモデルのあてはめを評価する。次に、確定されたモデルについてだけシステム解析を行い、モデルから抽出される特徴と我々の持つ経験的な知識との間に相違がないかどうか調べる。各評価の段階でモデルを不適と判断したときは、変数の組合せを変えて再びモデル化を繰り返す。どうしても良いモデルが得られないときには、条件を変えて同定実験のやり直す。

以下の3.5節では、ARモデル作成のための予備的な変数選択方法とモデルあてはめの客観的な評価について、3.6節ではシステム解析の方法と経験的な知識による主観的な評価について説明する。なお、それらは低負荷実験のデータを例にとり説明する。

### 3.5 ARモデルの作成

ARモデルの変数は、炉内の状態を表す変数(状態変数)と操作する変数(操作変数)に分けられ、状態変数はさらに制御される変数(被制御変数)とその被制御変数の動きを説明する変数(参考変数)に分けられる。本研究の場合、被制御変数はボイラ蒸発量(STM)、12%O<sub>2</sub>

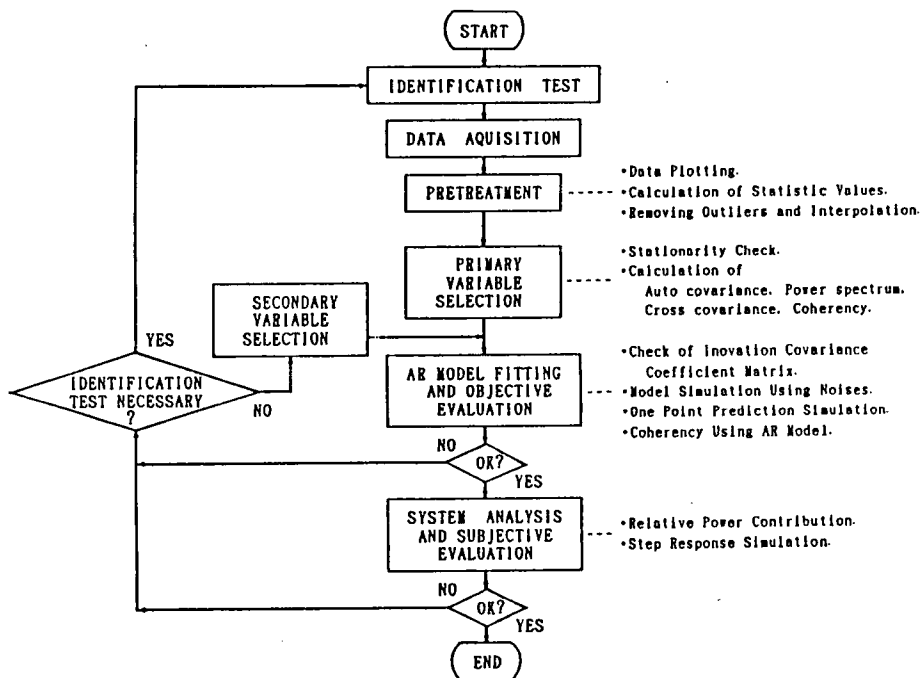


図3.6 多次元ARモデル作成とシステム解析の手続き

換算NOx濃度(NOX) (以下、NOx濃度と呼ぶ)と決めているので、これらの変数を制御するために操作する、あるいは説明する変数を収録した変数の中から選ぶ。選択は2段階に分け、モデルのあてはめをおこなう前に予備的に変数を選択し(一次選択)、次にARモデルをあてはめた結果をみて再び選択(二次選択)を繰り返した。

### 3.5.1 モデル変数の一次選択

プラントで収録された変数は32点に及ぶため、この中からモデル変数として必要な変数だけを選び出す。ケチの理論は、対象の動きを表すことのできる最少の変数の組合せを選ぶことを指示している。また、文献70では、最少の組合せから始め、変数を一つ一つ追加してゆき、モデルのあてはめの妥当性を示すMFPE値を小さくする組合せを探すという方法について述べている。しかし、現段階では被制御変数以外にどの変数を取り込めば良いのか分かっておらず、全組合せについてモデル化することは数の上で困難である。そこで、変数を予備的に粗く絞り込んでおいてから、モデルをあてはめる方法をとった。

一次選択は、モデルあてはめの回数を減らすために重要な変数を粗く選び出す作業である。まず、全ての変数について、モデル変数とする上で最低限必要な次の2つの項目についてチェックした。

#### ①信頼性の低い変数は除く。

測定時に使用した機器の精度に問題があるもの、測定位置に問題があるもの、またノイズが多く含まれるものは除く。本来もっていないはずの特徴が計測されたデータに見られる場合にも、モデル変数から除いた。電氣的なスパイク状ノイズが含まれる程度であれば補正をおこなった。

#### ②定常時系列であることを確認する。

発生機構が時間的に普遍であるような不規則変動現象の観測値の系列を定常時系列と呼ぶ。データが定常時系列であれば、その確率過程の構造を規定することができるので、統計解析が可能になり、また統計モデルを作成することができる。一般に、変動が以前の動きに左右されない独立な動きを示す場合には定常時系列であるとされている。本実験では、データ長が高々3日間であるため、季節的な変動や年間のトレンドを考えないことにすれば、特殊なごみが投入されない限り、ごみ質変動の影響を受ける状態変数は定常時系列と考えられる。一方、操作変数は操作が可能であるから、定常時系列になるように意識してランダムな操作をしなければならない。しかし、手動操作だけでは乾燥空気ダンパ(FD2) (図3.4) や、燃焼空気温度(AT2)などのように、操作頻度の小さい変数ができる。これらの変数は操作頻度が小さいがゆえに状態変数との関係を規定することができず、誤ったARモデルを作成する恐れがあるのでモデル変数から除いた。

以上を確認の上、制御しようとする変数をすべて被操作変数とし、操作した変数をすべて操作変数とした。そして、残りの変数の中から参考変数を選ぶために、次の方法をとった。

① 共通な動きをする変数をグループ化し、その中から重要な変数だけを代表させる。

対象となる炉の構造や運転の経験から判断して、それぞれの被制御変数に関係の深いと考えられる変数をグループ化し、グループ内で変数の特徴を比較した。そして、同じ動きをする変数が多数ある場合には、それらの変数の中から1変数を代表させることにした。比較方法としては、実験データのチャートや自己共分散関数、パワースペクトルなどの個々の変数の特徴をとらえる解析方法と、次に述べる相互相関関数（図3.7）やコヒーレンシー（図3.8）などの変数間の関係を調べる解析方法を利用した。

まず、相互共分散関数から変数間の共線性とタイムラグを知ることができる。タイムラグ  $\tau=0$  付近の  $\tau=\tau_1$  において上に凸、あるいは下に凸の対称な相互共分散のピークがある場合には2変数には共線性があり、タイムラグが  $\tau_1$  に相当している。応答が早いものほど  $\tau_1$  は0に近づく。コヒーレンシーは周波数領域での相互共分散関数に相当する。コヒーレンシーは、2変数のクロススペクトル密度関数を、各々のパワースペクトル密度関数で規格化したものであり、0から1までの値をとる。もし、ある周波数で2変数間のコヒーレンシーが0であれば、2変数はその周波数で無相関であることを意味し、1であれば2変数とその周波数で完全な相関を持つことを意味する。これを利用して被制御変数とのコヒーレンシーが特定の周波数で高くなる変数を探すことができる。逆に、全周波数でコヒーレンシーが高い変数は、共線性が強い。

上述の方法で検討した結果、次のように変数を絞りこんだ。炉温は炉内の幾点かで測定しているが同じ動きをしている場合が多く、特に注目したい第一燃焼室ガス温度(GT4)と乾燥段上ガス温度(GT1)をモデル変数として残すことにした。乾燥段下ドラフト(DTD)と燃焼段下ドラフト(CTD)は、それぞれ乾燥空気ダンパ(FD2)、燃焼空気ダンパ(FD1)と空気の流れを介して関係が深く応答が速い。ダンパ開度は直接の操作変数であることから、ドラフトの変数を参考変数から除いた。

② 代表した変数の中から被制御変数の周波数特性を説明できる可能性のある変数を選択する。

参考変数は被制御変数の動きを説明するための変数であるから、もし被制御変数のパワースペクトルに特殊なピークがあれば、その周波数でピークのある変数を参考変数として検討する価値がある。2変数がどの周波数で相関があるかを調べるためには、上述したコヒーレンシーを利用できる。主な変数間のコヒーレンシー（図3.8）を見ると、酸素濃度はNOx濃度やボイラ蒸発量と全周波数でコヒーレンシーが高く共線性があることがわかる。これは次のように考えられる。燃焼状態の変化により燃焼で消費される酸素量が変化する。その変化がNOx発生を変化させる。一方、燃焼状態の変化は直接ボイラ蒸発量に影響を与える。すなわち、共通の雑音源として、（燃焼状態を変化させるもの）＝（ごみ質の変化）という関係があると考えられる。

このようにして一次選択では、参考変数として第一燃焼室ガス温度(GT4)、乾燥段上ガス温度(GT1)、酸素濃度(O2)、操作変数として燃焼空気総量(FDF)、燃焼空気ダンパ(FD1)、炉冷却空気量(CDF)、燃焼ストロカ速度(CTS)を選んだ。これらの変数は、経験的に見ても炉

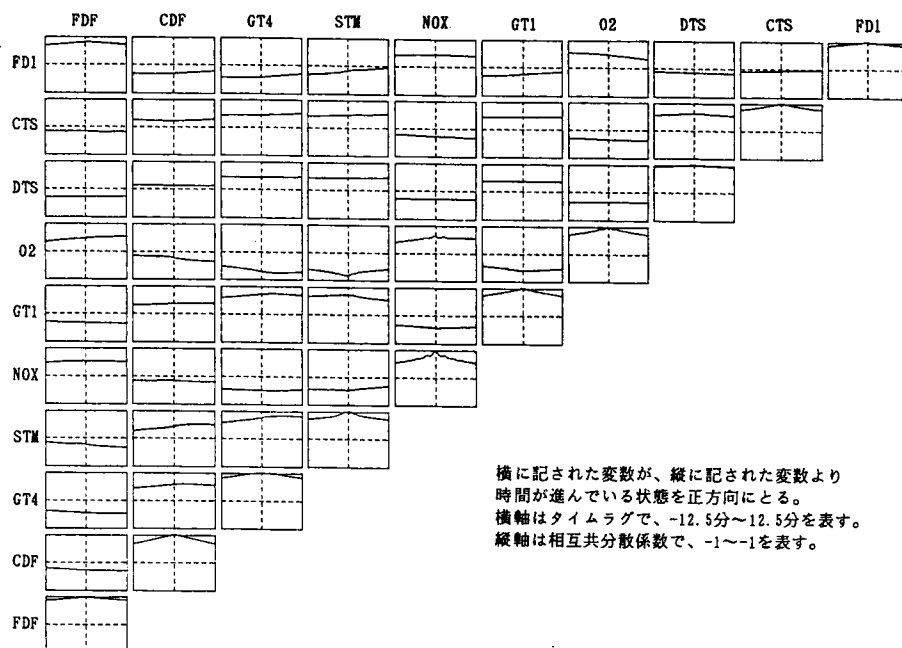


図3.7 低負荷時同定実験による主な変数間の相互共分散関数

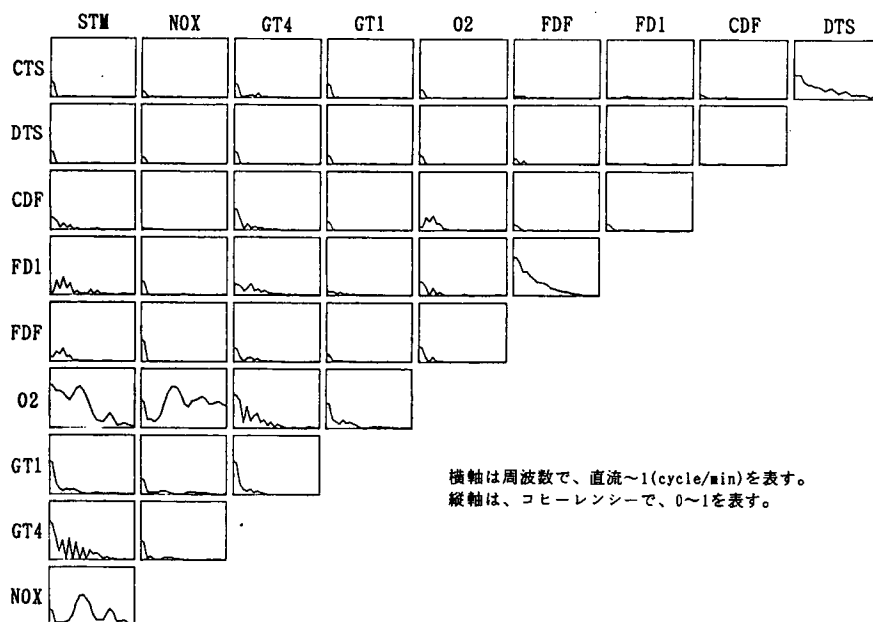


図3.8 B-T法によるソースデータから計算したコヒーレンシー関数

内状態や運転状況を表す重要な変数である。

### 3.5.2 A Rモデルあてはめによる二次変数選択

選んだ変数の中から、変数を組み合わせてA Rモデルあてはめを行う。変数がモデル変数として適当かどうかは、異なる2変数間の残差共分散係数を調べることによって分かる。この値が大きい変数の組は、共通のノイズ源をもっていることになる。3.6節のシステム解析で述べるノイズ寄与率の計算では、固有ノイズ間の無相関を仮定しているため、もし共通のノイズ源をもつ2変数がモデル変数に含まれていると、寄与する変数の判断がつかなくなる。特に、操作変数間に共通のノイズ源があれば、制御系が正しく設計できなくなるので避けなければならない。残差共分散係数が大きくなる理由として、一般に次のようなものが考えられる。

①モデル変数以外に著しいノイズ源があり、それが複数の変数に作用している。

これまでに述べてきた変数選択の手続きをとれば、被制御変数と操作変数、そして重要と考えられる参考変数は全て一次選択された変数に入っているので、現段階では外部ノイズ源は無いと考える。実際にはごみ質の変化というノイズ源が考えらるが、ごみ質変化を観測値として直接に捉えることはできない。参考変数に炉温を入れたが、これには、ごみ質変化を温度変化で捉えようという意図がある。

②タイムステップを大きく取りすぎている。

もしタイムステップを大きくとり過ぎると、操作変数から被制御数への応答がタイムステップ内で起こることになるので、両者の動きに共線性が見られるようになる。そのため、操作変数と被制御変数間の残差共分散を調べることにより、タイムステップの妥当性を判断することができる。本節ではサンプリングタイムと同じ30秒をタイムステップとしており、全データを使ってA Rモデルをあてはめる。また、タイムステップを2分、4分としたときの解析については3.7.2節で述べる。

③同じ動きをする変数が、モデル変数として含まれている。

残差共分散が高くなる理由を検討し、不必要な変数は除くようにする。

一次選択された変数を全てモデル変数としてあてはめをおこなったところ、モデルの次数は16次となった。データ数からモデル次数の候補を計算すると、21次以下または31次以下であるから、データ長3日はこのモデルを作成するのに十分な長さであったことがわかる。モデルあてはめと同時に計算された残差共分散行列を表3.4に、それを規格化した残差共分散係数行列を表3.5に示す。

A Rモデルあてはめの残差の分散(表3.4の対角成分)は、線形成分で表すことのできない固有雑音の分散値に相当している。A Rモデル制御を行う場合に、固有雑音成分までは制御不可能であるため、この分散値は制御の目標値となる。ボイラ蒸発量とNO<sub>x</sub>濃度の残差分散はそれぞれ0.0630 (ton/hr)<sup>2</sup>、9.89ppm<sup>2</sup>であり、いずれも小さい値である。

次に、残差共分散係数行列から残差の相関の有無を判定するが、現在のところ最適な判定基準を決定する方法はなく、経験にたよっている。判断基準はモデルを作成する対象によって変わってくることから、残差共分散係数を共線性を調べる必要度合と考えるべきである。我々は判定基準に0.2～0.3という値を使っているが、これはあくまで安全側の目安であり、今までのモデル作成と制御において、0.2としたことで問題が生じなかったために採用している。

表3.5では0.20を越える値に下線を引いた。操作変数と被制御変数間の残差共分散係数は小さく、上述したタイムステップの問題はないと考えられる。0.20を越える残差共分散係数は、燃焼空気総量(FDF)と燃焼空気ダンパ(FD1)、乾燥ストーカ速度(DTS)と燃焼ストーカ速度(CTS)、酸素濃度(O2)とNOx濃度(NOX)の組となった。

残差共分散係数を小さくするためには、モデル変数に含まれていない重要変数を探しだして入れるか、あるいは固有雑音の共通するものを除くか、いずれかの方法をとらなければならない。重要変数が見つからない限り、モデルはシンプルにしてゆく必要がある。

表3.4 A Rモデルはてはめ時の残差共分散行列 (低負荷実験)

	STM	NOX	GT4	GT1	O2	FDF	FD1	CDF	DTS	CTS
STM	6.30E-2	4.08E-2	6.26E-2	2.99E-1	-5.05E-4	8.39E-2	5.22E-3	-1.77E-2	-2.02E-4	3.85E-4
NOX	4.08E-2	9.89E+0	-5.77E-2	-5.84E-1	2.39E-1	3.78E-1	3.71E-2	1.17E-1	-1.30E-3	-3.78E-3
GT4	6.26E-2	-5.77E-2	7.12E+0	2.56E-1	-4.10E-2	-1.24E+0	-2.25E-1	1.30E-2	-5.17E-3	6.33E-3
GT1	2.99E-1	-5.84E-1	2.56E-1	6.08E+1	4.51E-3	1.49E+0	1.57E-1	-2.77E-1	-5.39E-3	8.51E-3
O2	-5.05E-4	2.39E-1	-4.10E-2	4.51E-3	3.26E-2	2.77E-2	3.19E-3	-3.76E-3	3.78E-4	1.38E-4
FDF	8.39E-2	3.78E-1	-1.24E+0	1.49E+0	2.77E-2	1.09E+2	2.98E+0	-5.96E-2	2.08E-2	3.41E-2
FD1	5.22E-3	3.71E-2	-2.25E-1	1.57E-1	3.19E-3	2.98E+0	1.38E+0	-9.17E-2	5.02E-3	5.46E-3
CDF	-1.77E-2	1.17E-1	1.30E-2	-2.77E-1	-3.76E-3	-5.96E-2	-9.17E-2	1.20E+1	6.36E-4	-2.14E-3
DTS	-2.02E-4	-1.30E-3	-5.17E-3	-5.39E-3	3.78E-4	2.08E-2	5.02E-3	6.36E-4	1.04E-2	4.86E-3
CTS	3.85E-4	-3.78E-3	6.33E-3	8.51E-3	1.38E-4	3.41E-2	5.46E-3	-2.14E-3	4.86E-3	1.71E-2

表3.5 A Rモデルはてはめ時の残差共分散係数行列 (低負荷実験)

	STM	NOX	GT4	GT1	O2	FDF	FD1	CDF	DTS	CTS
STM	1.00	0.05	0.09	0.15	-0.01	0.03	0.02	-0.02	-0.01	0.01
NOX	0.05	1.00	-0.01	-0.02	<u>0.42</u>	0.01	0.01	0.01	0.00	-0.01
GT4	0.09	-0.01	1.00	0.01	-0.09	-0.04	-0.07	0.00	-0.02	0.02
GT1	0.15	-0.02	0.01	1.00	0.00	0.02	0.02	-0.01	-0.01	0.01
O2	-0.01	0.42	-0.09	0.00	1.00	0.01	0.02	-0.01	0.02	0.01
FDF	0.03	0.01	-0.04	0.02	0.01	1.00	<u>0.24</u>	0.00	0.02	0.02
FD1	0.02	0.01	-0.07	0.02	0.02	0.24	1.00	-0.02	0.04	0.04
CDF	-0.02	0.01	0.00	-0.01	-0.01	0.00	-0.02	1.00	0.00	0.00
DTS	-0.01	0.00	-0.02	0.01	0.02	0.02	0.04	0.00	1.00	<u>0.36</u>
CTS	0.01	-0.01	0.02	0.01	0.01	0.02	0.04	0.00	<u>0.36</u>	1.00

\* 下線は0.2を越える値



そこで変数の二次選択では、残差共分散係数の大きい変数間の関係を再び調べ、適切な変数を選びだした。

まず燃焼空気に関しては、燃焼空気総量のうちで燃焼空気量の占める割合が多いため、燃焼空気ダンパを変えると燃焼空気総量は大きく変化する。そのことは、図3.8の2変数の間のコヒーレンシーの高さにも表れている。仮に、両変数をモデル変数としてARモデルを作ると、ARモデルの評価方法であるステップ応答シミュレーションにおいて、燃焼空気ダンパを開くとNOx濃度が下がるという経験に反した結果となることが確認された。そこで、燃焼空気総量をモデル変数から除いて、ボイラ蒸発量に直接的に影響する燃焼空気ダンパだけで代表することにした。

次にストーカ速度については、ごみをスムーズに供給するため、実験者がフィーダや乾燥ストーカ、燃焼ストーカを連動させて動かしたため、残差共分散係数が高くなったと推測される。そこで、燃焼に大きく寄与する燃焼ストーカ速度だけで代表することにした。

最後に、酸素濃度とNOx濃度については両者のコヒーレンシーに示されるように共線性があり、また、酸素濃度はボイラ蒸発量や第一燃焼室温度とも相関が高い。酸素濃度は炉内の状態を総括してあらわすことのできる変数といえるが、ARモデルでは固有の動きをする変数を入れるべきであることと、直接に制御する目的はNOx濃度であることなどから、酸素濃度をモデル変数から除いた。

### 3.5.3 ARモデルの評価

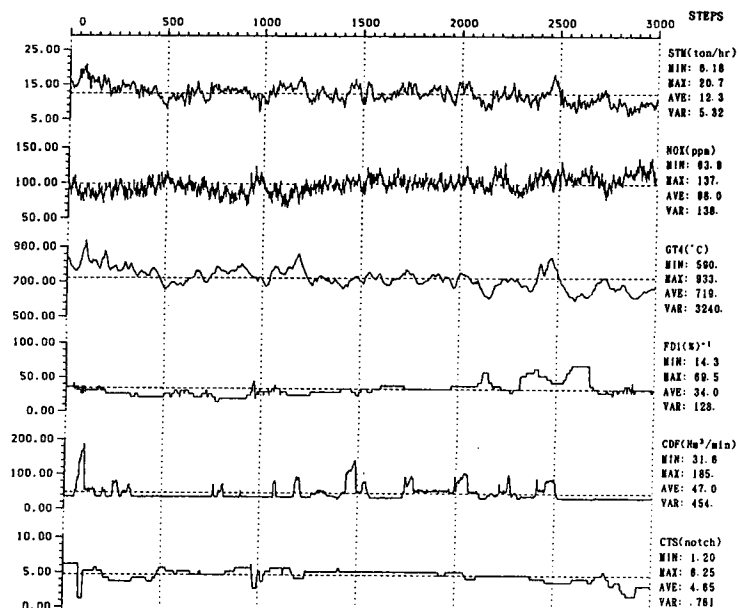
ARモデルを作成すると、次にそのモデルの評価を行う。モデルの再現性、予測性、周波数特性の観点からの3つの評価方法を用いた。計算例として、選択された変数のうち乾燥段上ガス温度を除く6変数のARモデルをとりあげた。

#### ① ホワイトノイズシミュレーション

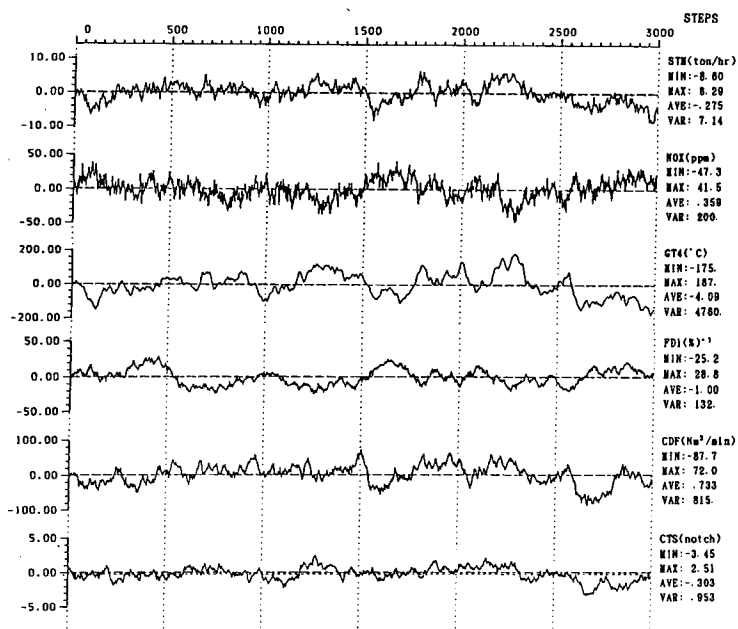
モデル作成時に線形部分とノイズが正しく分離されたかどうかを調べる。もし、正しく分離されていて線形成分がプラントの動きをよく表しているのであれば、残差と同じホワイトノイズ系列をランダムに作成し、それを(2.32)式の $U(s)$ に導入してゆけば、生成される状態量 $X(s)$ は同定実験時の同定実験データと同じ確率分布を示すはずである。図3.9に同定実験データの一部とホワイトノイズシミュレーションを示す。両者の振動の周期性を比較すると良く一致しており、分散値も近い値を示している。

#### ② ワンポイントプレディクションシミュレーション

モデルがプラントの動きをよく捉えているのであれば、現在までのプラントの状態量から予測される1時刻先の状態量は、同時刻のプラントの状態量と良い一致を示すはずである。そこで、同定実験データから連続した $M$ 個の状態量を(2.32)式の右辺 $X(s-m)$ に代入して左辺の状態量 $X(s)$ を計算し、その値と同時刻の同定実験データの値とを比較する。図3.10に同定実験データとワンポイントプレディクションシミュレーションの結果を同時に示す。予測値と実測値がほとんど重なっており、非常によくあっていることが分かる。



(a) 低負荷同定実験のチャートの一部



(b) ホワイトノイズシミュレーション

図3.9 ソースデータとホワイトノイズシミュレーションの比較

### ③ コヒーレンシー

コヒーレンシーは、データから直接計算する方法以外にも、ARモデルから計算することができる。そこで、直接計算したコヒーレンシーとARモデルから求めたコヒーレンシーを比較をすることで、ARモデルが変数間の各周波数における共線性をそのまま保持しているかどうかを確認することができる。図3.11はARモデルから求めたコヒーレンシーであり、図3.8のデータから直接求めたコヒーレンシーと比べるとよく一致していることが分かる。

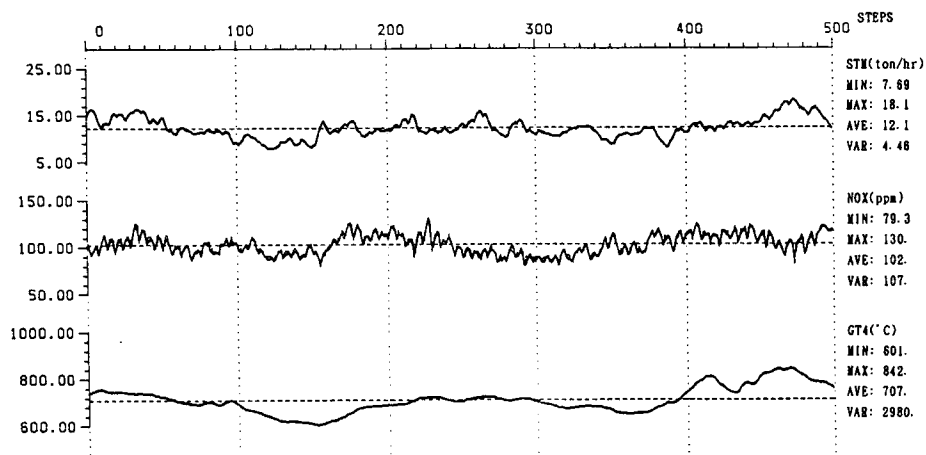


図3.10 ソースデータとワンポイントプレディクションとの比較

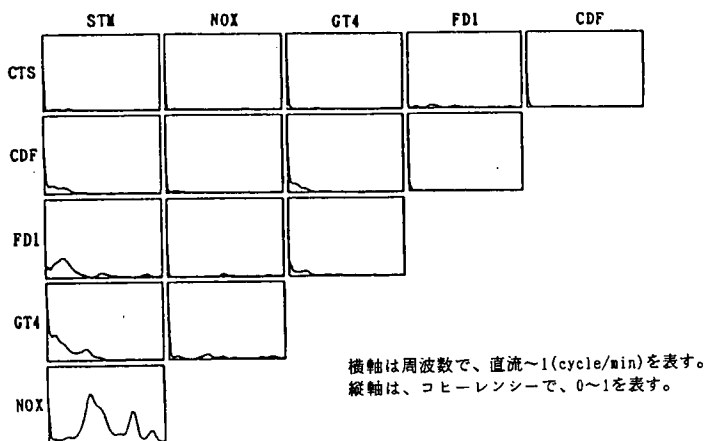


図3.11 多次元ARモデルから計算したコヒーレンシー関数

### 3.6 システムの解析

A Rモデルの客観的評価が済むと、後述するノイズ寄与率とステップ応答によるシステム解析を行う。その解析の結果が我々が持つ知識と一致しない場合には、モデル変数を再検討する必要がある。

モデル変数の中には、他変数との共通ノイズ源は持たないが他の変数に寄与することもない変数があり、これらの変数はノイズ寄与率で見つけ出すことができる。乾燥段上ガス温度(GT1)はその例であり、他の状態変数にあまり寄与していないことが判明したためモデル変数から除いた。最終的にモデル変数をボイラ蒸発量(STM)、NOx濃度(NOX)、第一燃焼室温度(GT4)、燃焼空気ダンパ(FD1)、炉冷却ダンパ(CDF)、燃焼ストーカ(CTS)の6変数に決定してA Rモデルをあてはめた結果、モデル次数は15次となった。以下では最終的に決定されたこのA Rモデルのシステム解析結果について述べる。

#### 3.6.1 ノイズ寄与率

A C Cはボイラ蒸発量を一定に維持するためのフィードバック制御であり、手動運転時においてもオペレータがボイラ蒸発量、炉温、炉内の炎の状態を見て操作するというフィードバック制御が働いている。一般にフィードバックが働いている系では、原因・結果の因果関係が不明瞭である。例えば、ボイラ蒸発量がある時刻に変化し、その原因がストーカ速度と燃焼空気ダンパの操作であったとしても、その操作がさらに過去におけるボイラ蒸発量の変動を抑えるための操作になっていることがある。このような系では、各変数の変化はフィードバックループを巡り全ての変数に伝えられるため、特定変数間の真の寄与を決定することは難しい。そこで、ある変数に最初に起こった変化がフィードバックループを通して、個々の変数へ最終的にどれだけの影響を与えるかを寄与として計算すればよい。最初に起こった変化とは変数の固有ノイズに相当するから、固有ノイズのパワースペクトルが最終的に各変数に分配され、変数のパワースペクトルの一部となっていると考えることができる。そこで逆に、変数のパワースペクトルを各変数の持つ固有ノイズのパワースペクトルからの配分に分解して表示すれば、個々の変数からの寄与として理解しやすい。これがノイズ寄与率である。

図3.12は、横軸に直流から1/1(cycle/min)までの周波数を取り、縦軸に各周波数におけるノイズ寄与率を示している。例えば図3.12(a)の図中で、変数ごとにハッチングされた部分は、その変数の固有ノイズがボイラ蒸発量に対して寄与するスペクトルをボイラ蒸発量全体のスペクトルで規格化した値を示している。各ハッチング部分は見やすいように等間隔においてプロットしており、全変数からの寄与率の合計は1となる。そして、横軸に平行な点線の間隔は0.10を示している。なお、直流とは周波数が無限大、すなわち周期変動が無い成分であり、定常値に相当する。

この図から各状態変数について次のことがわかる。

##### ① ボイラ蒸発量

直流において、ストーカ速度、燃焼空気ダンパから寄与があり、燃焼空気ダンパからの

寄与は $1/3$ (cycle/min)より低周波で寄与している。

## ② NOx濃度

直流において、ストーカ速度とボイラ蒸発量からの寄与が大きい。 $1/3$ (cycle/min)の周波数を中心にボイラ蒸発量からの寄与が見られるが、ボイラ蒸発量が直接NOx濃度に影響することはないので、両者が酸素濃度を通して同じ動きをするためと考えられる。そのため、ボイラ蒸発量の $1/3$ (cycle/min)を中心とする周波数の成分が安定したら、NOx濃度も安定する可能性がある。

## ③ 第一燃焼室ガス温度

直流においてストーカ速度、燃焼空気ダンパ、ボイラ蒸発量からの寄与が大きい。 $1/2$ (cycle/min)より低周波でボイラ蒸発量からの寄与が大きい、これはボイラ蒸発量のNOx濃度に対する寄与と同じ理由による。

以上から、燃焼ストーカ速度は、直流に近い周波数でボイラ蒸発量、NOx濃度、第一燃焼室ガス温度に寄与し、燃焼空気ダンパは周波数が $1/3$ (cycle/min)より低周波でボイラ蒸発量に大きく寄与していることがわかる。

## 3.6.2 ステップ応答シミュレーション

プラントの応答を知るために、ステップ応答の実験がよくおこなわれる。もし応答が速やかで、操作変数を一定値にホールドすることが可能であり、かつノイズが入りにくい系であれば、操作変数をステップ変化させるだけで明瞭な応答を得ることができるが、都市

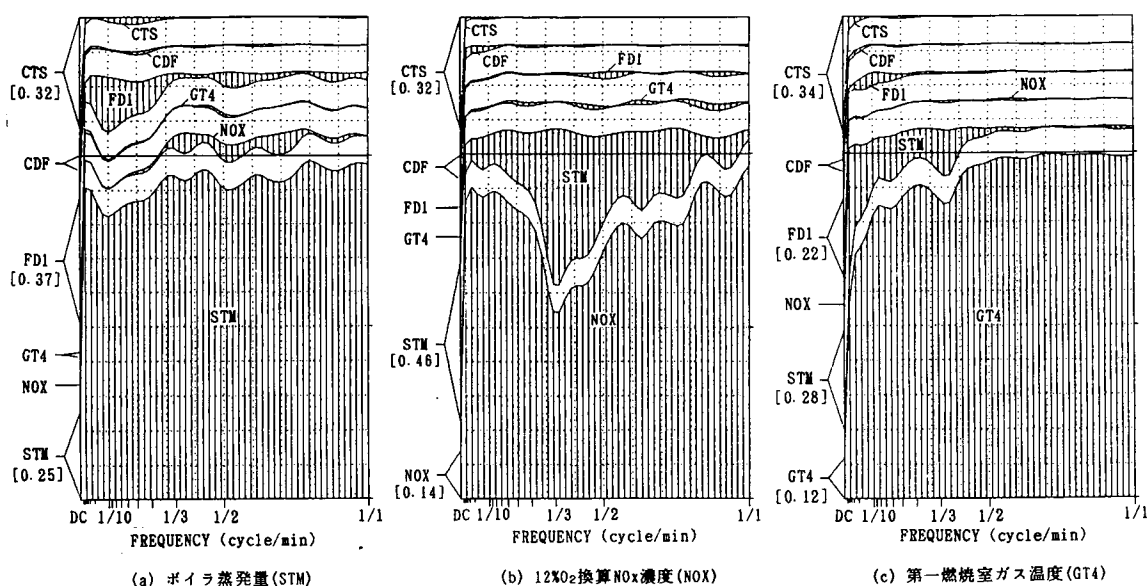


図3.12 ARモデルから計算したノイズ寄与率（低負荷実験）

ごみ焼却炉の場合にはこれらの条件を満たしていない。しかし、いったんARモデルを作成してしまえば、そのモデルからステップ応答を計算することは容易である。(2.32)式の両辺の状態量 $X(s)$ のなかで特定の操作変数だけステップ変化させ、ノイズベクトル $U(s)$ を加えない状態で1時刻先の変数ベクトルを次々と計算することにより図3.13を描いた。縦に示される変数が単位量だけステップ変化したときの各変数の動きを横に並べ示している。横軸は時刻で0～1時間を表し、点線は定常状態で、縦軸は各変数の定常値からの偏差を表し、その最大値又は最小値の絶対値を図中の数値で示している。この図から、各変数をステップ変化させたときに、燃烧状態は次のように変化することがわかる。

#### ① 燃烧ストーカ速度

ボイラ蒸発量はゆっくり増加し、少し遅れて第一燃烧室の温度が徐々に上がる。このとき、 $NOx$ 濃度はゆっくり下降する。ごみが供給されて燃え始めるまでには時間遅れがあるため、ボイラ蒸発量や炉温の上昇は遅い。 $NOx$ 濃度が下がる理由は、燃烧が盛んになるにつれて酸素の需要が増えて酸素濃度が低くなること、燃えきり点が下流へ移動するために後燃烧段上で空気の吹抜け量が減少することが考えられる。

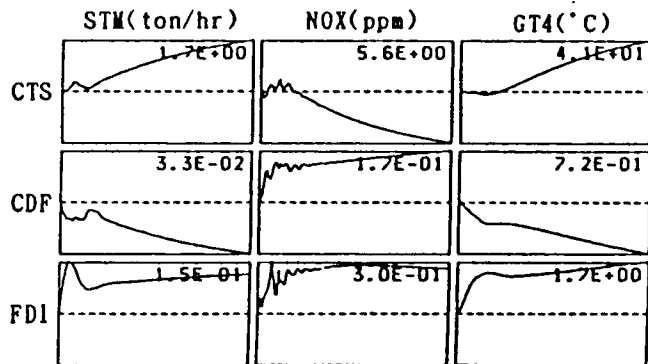
#### ② 炉冷却空気

ボイラ蒸発量は急に減少し、第一燃烧室の温度も下がる。このとき、 $NOx$ 濃度は急激に上昇する。冷却空気は燃烧室へ直接吹き込まれるために、ガス温度を急激に下げるとともに酸素を供給して $NOx$ 濃度を上昇させる。

#### ③ 燃烧空気ダンパ

ボイラ蒸発量は急激に増加し、第一燃烧室の温度は徐々に上昇する。このとき、 $NOx$ 濃度は急激に上昇する。燃烧空気がボイラ蒸発量に速やかに応答することは、ノイズ寄与率で見られた燃烧空気量の高周波での寄与に対応している。

以上のことから、制御方法として次のことが考えられる。ボイラ蒸発量を安定にし、しかも $NOx$ 濃度を下げるためには、ストーカ速度を操作して、常時、適量のごみを供給しなければならない。そのとき、単に燃えきり点を一定の位置に維持するのではなく、燃烧状態の変化を予測したごみ送りが必要である。 $NOx$ 濃度を抑えるためには空気の絶対量を減らし、燃烧空気が燃烧状態に早く応答することからボイラ



※ 横軸は0～1時間、点線は定常値、数値は縦軸の最大値(最小値)の絶対値

図3.13 ARモデルから計算した  
ステップ応答シミュレーション (低負荷実験)

蒸発量の早い変動を抑えるように操作する。炉冷却空気は、炉内が高温時のみ使用するとよい。

### 3.7 考察

変数選択の結果、都市ごみ焼却炉を最もよくあらわすモデルは、6変数から構成されるシンプルなモデルとなった。モデルがシンプルであればあるほど、動き方を理解しやすく、また間違ったモデルを作る危険も少ない。しかし、さらに精度の良いモデルを模索するために、得られたシンプルなモデルをベースにし、モデルの改善が期待できる変数を1つだけ加えてモデルを作成することを試みた。そしてそのモデルとシンプルなモデルを比較し、精度が向上していればそのモデルを基本のモデルとすることにした。これを繰り返して最適なモデルを探せば、妥当な動きをしてかつ多くの情報を含むモデルが見つかる。本研究では新たにモデル変数を加えても精度の上がることはなかったので、6変数のモデルが最適と考えた。

#### 3.7.1 負荷設定の異なるARモデルの比較

選択されたモデルやモデルの次数が運転条件に依存するかどうかは関心のある問題である。そこで高負荷実験についてもARモデルをあてはめたところ、モデル変数は6変数、モデル次数は16次となり、低負荷のARモデルの次数とほぼ等しくなった。高負荷時のノイズ寄与率及びステップ応答シミュレーションを図3.14と図3.15に示す。ノイズ寄与率を比較すると、高負荷時には約1/3(cycle/min)より低周波で炉冷却空気量からの寄与が大きい

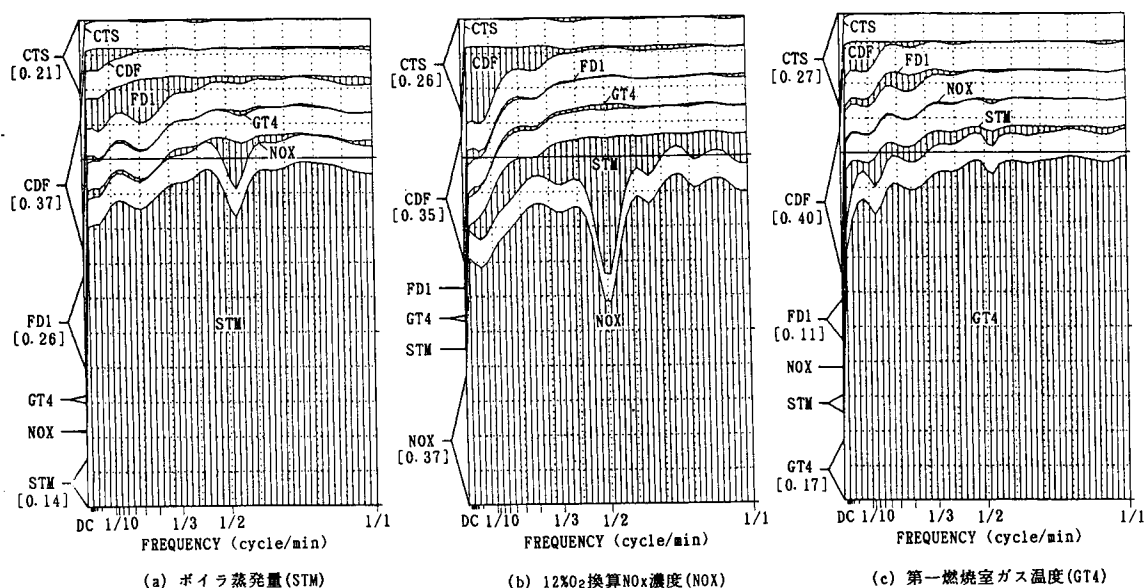


図3.14 ARモデルから計算したノイズ寄与率（高負荷実験）

ことがわかる。これは、高負荷時に炉冷却空気を頻繁に吹き込む必要があり、低負荷時の吹き込みで使われた周波数よりも高い周波数の成分が同定されたためと考えられる。また、ステップ応答シミュレーションを比較すると、炉冷却空気量は低負荷時には冷却効果が2時間以上にわたりゆっくり働くのに対し、高負荷時には15分までにはピークが表れているので、瞬間的なボイラ蒸発量や炉温制御に向くと考えられる。ストロカ速度と燃焼空気ダンパの状態変数に対する応答は負荷が変化してもあまり変化はないことがわかる。

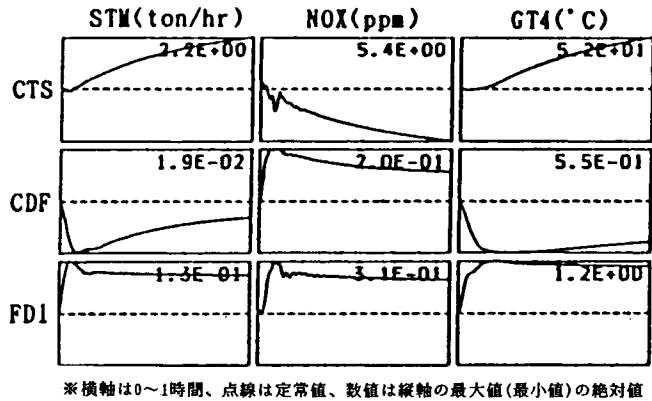


図3.15 ARモデルから計算したステップ応答シミュレーション(高負荷実験)

### 3.7.2 データのタイムステップについての考察

タイムステップを2分や4分として、ARモデルの当てはめ及びシステム解析を行い、タイムステップ30秒の結果と比較した。

まず、4分平均したデータでARモデルの作成とシステム解析を行った。データの平均化処理により変数間の速い応答が消え、代わりに共線性が現れるため、コヒーレンシーの高い変数の組合せが多くなる。タイムステップ4分の場合に、コヒーレンシーの高い変数の組合せを図3.16に示す。

13変数 {ボイラ蒸発量(STM)、NOx濃度(NOX)、乾燥段上ガス温度(GT1)、第一燃焼室ガス温度(GT4)、酸素濃度(O2)、乾燥段下ドラフト(DTD)、燃焼段下

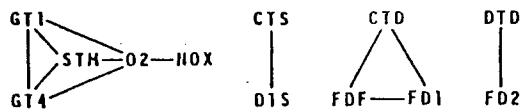


図3.16 コヒーレンシーが大きい変数間の関係

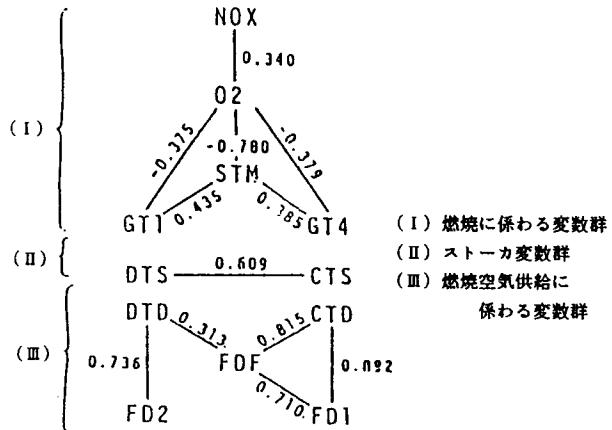


図3.17 ARモデルあてはめ時の残差共分散係数が大きい変数間の関係



ドラフト(CTD)、燃焼空気総量(FDF)、炉冷却空気量(CDF)、蒸発量制御ダンパ(FD1)、FD2ダンパ(FD2)、乾燥ストーカ速度(DTS)、燃焼ストーカ速度(CTS)}でARモデルを作成したところモデル次数が4次、MFPE値が $0.288 \times 10^{10}$ となり、ボイラ蒸発量とNOx濃度の残差分散値は、 $1.15(\text{ton/hr})^2$ 及び $35.3\text{ppm}^2$ となった。

タイムステップが長くなると残差共分散係数も大きくなり、0.3を越える変数の組合せを分類すると、図3.17に示すように燃焼に係わる変数群、ストーカ変数群、燃焼空気供給に係わる変数群に分けられた。これらは、コヒーレンシーで関係付けた変数グループと良く一致している。このように、タイムステップを長くした時には、ARモデルをあてはめる前にコヒーレンシーを調べて変数を予備選択しておくことは有効であると考えられる。排ガス系、ストーカ系、燃焼空気供給系のそれぞれの変数群の中では物理・化学的な因果関係があり、共通の雑音源を持っている。そこで、それぞれの変数群についての特徴を考えて重要変数を選択してゆけばよい。

さて、タイムステップ30秒のARモデルと比較するために、同じ6変数{ボイラ蒸発量(STM)、NOx濃度(NOX)、第一燃焼室ガス温度(GT4)、炉冷却空気量(CDF)、蒸発量制御ダンパ(FD1)、燃焼ストーカ速度(CTS)}についてARモデルを作成したところ、モデル次数が3次、MFPE値が $6.68 \times 10^5$ となった。表3.6に示す残差の相互共分散係数行列について、ボイラ蒸発量(STM)とNOx濃度(NOX)の間の-0.243は許容範囲と考えられるが、ボイラ蒸発量(STM)と第一燃焼室ガス温度(GT4)

表3.6 タイムステップ4分としたときのARモデルあてはめにおける残差共分散係数行列(低負荷実験)

	STM	NOX	GT4	FD1	CDF	CTS
STM	1.00	-0.24	0.40	0.09	0.07	0.08
NOX	-0.24	1.00	-0.08	0.07	0.08	-0.08
GT4	0.40	0.08	1.00	-0.13	0.18	-0.05
FD1	0.09	0.07	-0.13	1.00	-0.06	0.02
CDF	0.07	0.08	0.18	-0.06	1.00	-0.10
CTS	0.08	-0.08	-0.05	0.02	-0.10	1.00

\* 下線は0.2を越える値

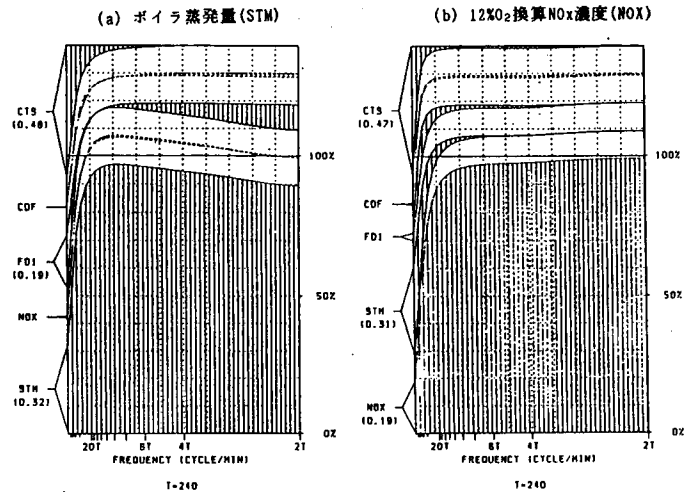
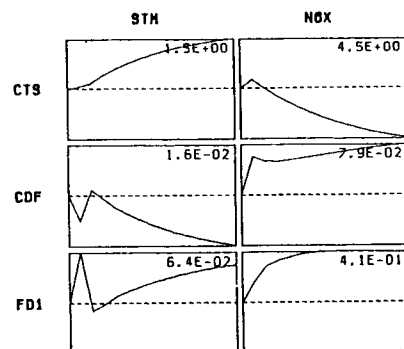


図3.18 タイムステップ4分のARモデルによるノイズ寄与率(低負荷実験)



※横軸は0~1時間、点線は定常値、  
数値は縦軸の最大値(最小値)の絶対値

図3.19 タイムステップ4分のARモデルによるステップ応答シミュレーション(低負荷実験)

の間の0.395は高い。そこで、第一燃焼室ガス温度をモデル変数から除いた5変数についてARモデルを作成したところ、モデル次数が3次、MPPE値が $4.98 \times 10^3$ となった。

このARモデルから計算したノイズ寄与率とステップ応答シミュレーションを図3.18と図3.19に示す。

図3.12に示したタイムステップ30秒でのノイズ寄与率と比較すると直流付近のパワースペクトルは比較的一致しており、異なる点はタイムステップ120秒の場合に周波数1/4 (cycle/min)付近でボイラ蒸発量自身のノイズが大きくなっていることである。またNOx濃度については、ボイラ蒸発量からの寄与が消えて直流付近以外は寄与がほとんどなくなっている。一方、ステップ応答シミュレーションについては、両者とも良く似た結果となっている。

次に、2分平均したデータを用いて6変数についてのARモデルを作成したところ、モデル次数が5次、MPPE値が $9.95 \times 10^3$ となった。表3.7に示す残差の相互共分散係数行列について、タイムステップ4分の場合と同様にボイラ蒸発量(STM)と第一燃焼室ガス温度(GT4)の間の0.347が高い。そこで、第一燃焼室ガス温度をモデル変数から除いた5変数についてARモデルを作成したところ、モデル次数が7次、MPPE値が $2.74 \times 10^2$ となった。

このARモデルから計算したノイズ寄与率とステップ応答シミュレーションを図3.20と図3.21に示す。タイムステップ30秒でのノイズ寄与率と比較すると、直流付近のパワースペクトルは比較的一致しており、異なる点はタイムステップ4分の場合と同様である。また、ステップ

表3.7 タイムステップ2分としたときのARモデルあてはめにおける残差共分散係数行列 (低負荷実験)

	STM	NOX	GT4	FDI	CDF	CTS
STM	1.00	-0.30	0.35	0.10	0.01	0.04
NOX	-0.30	1.00	-0.10	0.03	0.03	-0.08
GT4	0.35	-0.10	1.00	-0.07	0.00	0.01
FDI	0.10	0.03	-0.07	1.00	-0.04	-0.00
CDF	0.01	0.03	0.00	-0.04	1.00	-0.04
CTS	0.04	-0.08	0.01	-0.00	-0.04	1.00

\* 下線は0.2を越える値

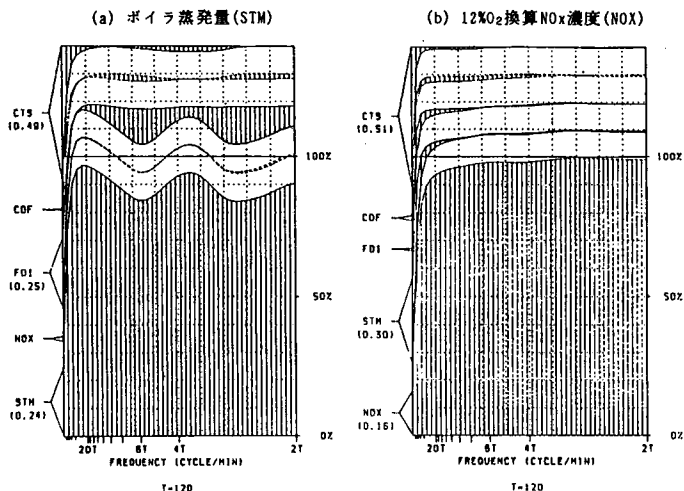
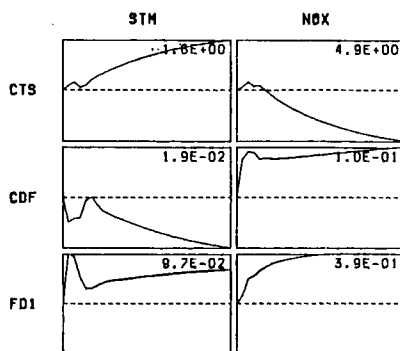


図3.20 タイムステップ2分のARモデルによるノイズ寄与率 (低負荷実験)



※横軸は0~1時間、点線は定常値、  
数値は縦軸の最大値(最小値)の絶対値

図3.21 タイムステップ2分のARモデルによるステップ応答シミュレーション (低負荷実験)

応答シミュレーションについては、他の2つの結果と良く一致している。

以上から、タイムステップを2分、4分とした場合にはボイラ蒸発量と第一燃焼室ガス温度に共線性が表れるが、炉温を除いた5変数のARモデルの解析結果はタイムステップ30秒の結果と良く一致しており、特にステップ応答シミュレーションからは同じ動きを捉えていることが示された。タイムステップ30秒の解析では操作変数から状態変数への寄与は直流から1/3(cycle/min)の周波数で表れており、その低周波域に注目するならば、タイムステップを2~4分としても良いと考えられる。なお、タイムステップは、制御系設計の段階において制御周期についても考慮し、決定する必要がある。

### 3.8 さいごに

信頼できるモデルは、そのモデルの持つ知識が我々の持つ知識の基本的な部分を含んでいなければならない。そのためモデル変数の選択では、ARモデル作成のための基本的条件を満たすと同時に、システム解析の結果が経験的知識と一致するようにモデル変数を選んでいった。まず、多くの計測データの中から真に必要な変数を見つけ出すために、1変数の統計解析や2変数間の関係からモデル変数の一次選択をおこない、次いでARモデルのあてはめ残差やシミュレーション、システム解析から判断して適切な変数を選ぶ方法をとった。この変数選択の作業を通して付随的に各変数についての理解が深まり、そこで得られる知識がノイズ寄与率やステップ応答と同様に、次章以降で制御系を考えると役に立つ情報となっている。

本章では、焼却炉本来の特徴を捉えるため、手動による同定実験を行いARモデルを作成したところ、モデル変数の少ないシンプルなモデルが得られ、負荷条件を変えてもモデルはそれほど変化しないことを確認した。また、タイムステップを適当な範囲で大きくしても、モデルは低周波における動きを損なわれないことを示した。

このように、データ収録から解析までをシステムティックに効率良くおこなうため、TIMSAC<sup>4,4)</sup>をベースにデータ処理やグラフィック処理を強化した統計解析・制御プログラムパッケージSACCESSを開発した。本論文ではそのパッケージを利用した。

## **第4章 同定ノイズによる同定実験と ACCの最適運転条件の検討**

## 第4章 同定ノイズによる同定実験とACCの最適運転条件の検討

### 4.1 はじめに

本研究の目的は、現在の都市ごみ焼却炉において、二次公害として問題となっているNO<sub>x</sub>の発生を燃焼制御により低減化、安定化することである。そのためには、まず都市ごみ焼却炉の数学モデルを作ることが必要であった。そこで、第3章では炉の状態を表す変数から統計的モデルであるARモデル作成し、そのモデルからプラントの動的特性を解析した。本章では、ARモデルを利用して最適制御系を設計することを目的とする。しかし、その前に手動による同定実験で気付いた不都合な点を、検討しておかなければならない。

手動による同定実験で生じた問題点は、実験中にACCのサポートがないため、常にオペレータが炉の状態を見ながら操作せねばならず、長時間の実験が難しかったことである。プラントの大勢を捉えたモデルを作成するためには、低周波を含んだ信号を、昼夜連続し長時間収録する必要があるが、同定実験の難しさが制御を実用化する段階で大きな障害となってくる。また、手動運転では高周波の操作信号を入力することは難しく、モデルの高周波成分が曖昧になる恐れがある。ボイラ蒸発量を制御するためには、ACCと同様にARモデル制御においても、速い周波数での正確な制御が必要となろう。もしプロセスが安定している状態であれば、低周波から高周波にかけて成分が分布するような操作量を、計算機から入力することができるが、制御の全く働いていない焼却炉では不可能である。

さらに制御が達成された後の問題点として、制御系の信頼性が挙げられる。すなわち、制御運転中に燃焼状態が変化し、ARモデル制御で燃焼を維持することが困難となった時、あるいは計算機がダウンした時の対応策をどうするかということである。

これらの問題を解決するため注目した制御系が、中村の提案したADC (Analog-Digital Coordinated control) である。ADC方式は火力発電プラントにおけるアナログ制御系とARモデル制御との協調制御に適応された<sup>46)</sup>。この方式は、従来の制御系が働いている状態でARモデル制御を協調的な立場で働かせるため、制御の信頼性が高くなるとともに、同定実験を制御の働いた安定した状態で臨むことができるという長所がある。

そこで本章では、ADC方式を都市ごみ焼却炉の制御に取り入れたACC+ARモデル制御について検討し、実際に同定ノイズを用いた同定実験を行う。また、ACCとARモデル制御が互いに協調するためにはACC側にも調整が必要と考え、いくつかの運転条件を設定して同定実験を行い、システム解析及び制御シミュレーションの両面から評価して、適切な運転条件を見つける。

### 4.2 都市ごみ焼却炉へのADC方式の適応

#### 4.2.1 ACCとARモデル制御の比較

ADC方式を検討する前にまず、従来のACCとARモデル制御の特徴について理論、

実際の両面から比較する。そして、理想とする制御系について考える。

### (1) A C C の特徴

#### ① 理論面から

- ・ A C C は PI のフィードバック制御系である。PI 制御は制御対象の特性を「一次遅れ要素 + むだ時間」で近似し、3動作調節計 (PI controller、P と I はそれぞれ比例、積分) で制御する。
- ・ PI 制御は基本的に一入力一出力の制御系である。制御対象や操作因子が複数になれば、PI を組み合わせて多変数制御を実現することになるが、制御ロジックが複雑になることやパラメータの調整が難しくなるなどの問題がある。しかし逆に、運転条件を変更する場合や新しい焼却炉に適応する場合には、パラメータの調整だけで済む。
- ・ フィードバック制御であるから、被制御変数と目標値に偏差が生じてから後に、その偏差を抑えるための操作量が計算される。制御の遅れは制御周期を短くとることによって解決している。

#### ② 実際面から

- ・ P 制御は、ボイラ蒸発量の目標値からの偏差に比例して操作量を計算する。I 制御は、ボイラ蒸発量の設定値からの偏差を累積した値に比例して操作量を計算する。そして、両操作信号が足し合わされて出力される。PI 制御系は空気ダンパ用とストーカ用の 2 系統あり、各操作変数からボイラ蒸発量への特性に合わせてパラメータが調整されている。
- ・ ボイラ蒸発量の偏差が小さい時には P 制御が働き、主に燃烧空気量の操作で偏差を速やかになくす。ごみ質安定時にはボイラ蒸発量は目標値の周りで小さく高周波振動する。
- ・ 燃烧の状態が悪くなりボイラ蒸発量が徐々に下がってきた時には、I 制御が大きく働いて燃烧空気量とストーカを操作し、設定値に戻そうとする。そのため、I 制御はオフセットの除去に有効である。
- ・ I 制御で解消することのできるオフセットには限度がある。オフセットの主な原因はごみ質の変動であるが、ごみの発熱量が長期にわたり低下したときに、操作量を大きくしても状態はすぐに改善されない。それどころか、I 制御が状態の復帰を見込んで過大な操作をするため、かえって状態を悪化させることがある。
- ・ ごみ質が悪くなった時にも A C C はボイラ蒸発量を設定値に頑強に維持し続けるが、ある時点でボイラ蒸発量が急激に低下し、タービントリップさせてしまうケースがある。その時の A C C の動きをみると、燃烧空気量の供給とストーカ速度を最大としている場合が多い。適切な燃烧方法はごみ質に依存するため、ボイラ蒸発量の偏差によるフィードバックだけでは制御が十分とは言えないと考えられる。

最後に挙げた問題は重要であるため、その具体的な例を次に示す。

ボイラ蒸発量が低いときには、A C C はストーカの速度を上げると同時に燃烧空気量を増やすが、送られたごみの質が悪いと着火する前に炉温が下がってしまい、十分なボイラ蒸発量が出ないことがある。ボイラ蒸発量が上がらないため A C C はさらに燃烧空気を入れて悪循環に陥る。通常はこのときにオペレータが手動介入し、ストーカ送りを止めると

同時に燃焼空気量を絞り、復帰するまで様子を慎重に伺う。ごみがストーカ上に大量に滞留しているため、いったんごみが着火すると急激にボイラ蒸発量が上昇して上限を越える恐れがあり、また、その輻射熱によって上流側のごみが燃え出し、ごみ枯れとなる恐れもでてくる。しかし、ストーカを動かしてごみを送れば、燃え切っていないごみを灰ピットに落としてしまう。結局、オペレータはごみ塊が燃え切るまで燃焼ストーカを停止させておき、フィーダや乾燥ストーカだけを動かしてごみ厚さで調節するなどの対応を施す。

以上のように、いったんACCが操作可能範囲を越えてしまうと手動介入せざるを得ない状況に陥り、その手動操作にはかなり熟練された技術が必要となってくる。現状ではオペレータが判断して、ボイラ蒸発量の設定値を細かく変えている。

## (2) ARモデル制御の特徴

### ①理論面から

- ・ARモデル制御では制御対象ごとにシステムの同定実験を行い、統計的線形モデルであるARモデルを作成し、それをベースに最適制御系を設計する。
- ・プラントの状態を表す変数を選び多次元ARモデルを作成するため、変数全体の動きから操作量が決定されることになる。被制御変数に影響を及ぼす変数をモデル変数に加えることで、制御の性能が向上する。制御に必要な変数は、経験的に見つけたりシステム解析や制御シミュレーションによって発見的に見つけることも可能である。
- ・制御系設計では、多変数の最適レギュレータ問題を解く時に被制御変数間の制御のバランスを指定することができるため、目的に合った多変数制御系を設計できる。
- ・最適制御系では、状態量がフィードバックされて現在の状態と過去の履歴から操作量が決定される。その操作量は将来の状態安定まで考慮されている。
- ・特に制御に深い知識が無くとも、計算機を使えば一連の作業を進めることができ、正しいモデルさえ作成できれば制御系の構築が容易である。しかし、正しいモデルを得るためには大がかりな同定実験が必要であり、この同定実験は運転条件ごと、焼却炉ごとに行わなければならない。

### ②実際面から

- ・ARモデルは、同定実験データから平均値（定常値に相当）を差し引いた各変数の変動量から作成されるモデルであり、そのモデルは定常値の周りの動特性を表している。ARモデル制御の操作量は、被制御変数を同定実験時の定常値に近づけるように働く。そのため、プラントの状態が変化して定常値が変わると、制御値と定常値に定常偏差が生じることがある。
- ・操作量はACCのI制御と異なり、積分的に計算されないため限界を越えるような過大な操作とはならない。また、単純なP制御とは異なり、過去数ステップのボイラ蒸発量及び他の状態量から現在の操作量を計算している。
- ・ARモデルは、同定実験期間に見られた低周波変動を統計的にとらえているはずであり、制御時にその低周波変動が生じた場合には、その変動を抑える最適な操作量が計算されるはずである。

・ A R モデルが認識している範囲内の変動（その原因結果がモデルに組み込まれている場合）は抑えることができる。しかし、それ以外の変動に対する A R モデルの制御動作は不定である。ごみ焼却炉のごみ質変化は時間単位から季節単位の変化、さらには年単位のトレンドが存在するため、ある期間ごとにモデルを作成しなおすかあるいは調整をおこなわねばならない。

### (3)理想とする制御系

A C C はボイラ蒸発量を高い精度で一定に保つことができる。しかし、ごみ質の変動が続いた時にボイラ蒸発量が急激に落ち込むことがある。オペレータはまずプラントの動きを制御目標（すなわちボイラ蒸発量）の動きで捉えるため、炉内の状態変化を早く知る意味において、ごみ質変化による影響がボイラ蒸発量に早く現れる方が都合がよい。また、制御系が現時点におけるボイラ蒸発量の動きだけにとらわれず、変動の履歴から将来の動きを予測してそれに対応する操作ができる方がよい。その場合には、いったんボイラ蒸発量が低下することがあっても、必ずもとの状態に復帰するという信頼性が必要である。これらのことから、都市ごみ焼却炉に要求される制御は、「通常は多少揺れてもよいが、ごみ質の変動があった時に次第にボイラ蒸発量が低下してゆき、暫くすると徐々に復帰してゆく制御系」と考えられる。ボイラ蒸発量制御の精度は安定した電圧を得ることができれば十分とし、燃焼安定性やNOx抑制の方に重点を置いた制御系を目指すことが本研究の目的となる。

#### 4.2.2 A D C 方式<sup>46)</sup>

現代制御理論である A R モデル制御は P I 制御に比べて予測性に優れ、最小の操作量で制御対象を設定値に収束させることができる。しかし、プラントの定常値が大きく変化した場合に制御値と設定値に定常偏差が生じるという欠点がある。そこで、P I 制御系の長所と A R モデル制御の長所を合わせた制御系が提案されている。中村は、アナログ制御と計算機制御（A R モデル制御）を組み合わせた A D C（Analog-Digital Cordinated control：アナログーデジタル協調制御）を火力発電プラントに適応して有効性を示した。その研究において、A D C 方式の特徴として次の事を指摘している。

制御面において、

- ① 計算機の予測的な制御により、操作変数の無用の動きを抑えて操作量の変動幅を削減する。
- ② 一定値に保たれるべき状態量については P I 制御によって設定値が与えられ、常に定常偏差を 0 とするような制御が行われるため、操作量のオフセットが生じない。
- ③ 計算機で適切なフィードバックをかけるため、システム全体の安定性を増すことができる。

プラント保守、運用の面から考えると、



- ④ A D C方式では、万一、計算機が故障しても、直ちに制御をプラントの制御へ引き継がせるようにしているので安全への信頼性が高い。
- ⑤ システム同定実験、及び最適制御系の調整段階においても、A C Cのバックアップを有するA D Cシステムの方が有利である。
- ⑥ プラントに設置されている計算機の余力で制御が行える。

都市ごみ焼却炉のA C Cの場合は、PI制御を計算機で置き換えたDDC (Direct Digital Control: 直接計算機制御) であるが、本質的にはアナログ制御と変わらないため、A C CとA Rモデル制御と組み合わせたA D C方式が可能であると考えられる。

#### 4. 2. 3 A C CとA Rモデル制御との協調性

A C CとA Rモデル制御を合わせた協調制御をA C C + A Rモデル協調制御と呼ぶことにする。これには次のような特徴が期待される。A Rモデル制御は状態変数及び操作変数の挙動から次に来る変化を予測し、最適操作が行えるようにA C C信号を補正する。またA C Cは、A Rモデル制御でオフセットが生じたときにそれを強制的に取り除いて、A Rモデル制御の適用環境を整える。A C Cはその実績から信頼性が高く、制御時においてA Rモデルによる制御と並行して働けば、全体の信頼性が増すと考えられる。協調制御系のイメージを図4. 1に示す。

この共に共存しあう制御系は、A C Cと都市ごみ焼却炉をトータルシステムと考え、そのA Rモデル制御系を設計することで構築される。すなわち、A C Cの働いた状態での同定実験において、外乱をA C Cの操作信号に加えてトータルシステムを励振させる。得られたA Rモデルはその中にA C Cのフィードバック制御動作を含み、制御系外部からの信号（外乱）に対する系の動特性をモデル化したものとなる。（手動による同定実験では、焼却炉だけのモデルを作成した。）制御時には、外乱のかわりに計算された最適な操作量を入力し、A C Cの働くシステムをさらにA C Cが補足的に制御する形となる。

A C C作動時にはシステムが安定した状態となるように操作されるため、同定実験ではあらかじめ用意した同定用のノイズを使用することが可能となる。その同定ノイズは周波数特性や大きさをあらかじめ設定することができ、ノイズ間の無相関性をチェックしておくことができるため、幅広い周波数レンジで正確な同定をすることができる。このようにA D C方式を採用することにより、本章の冒頭に挙げた問題点を解決することができると予想される。

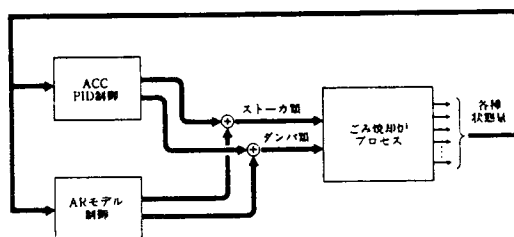


図4.1 A C C + A Rモデル協調制御の概念図

#### 4.3 同定ノイズによる同定実験(1)

都市ごみ焼却炉のACC+ARモデル協調制御系の構築を目的として、同定実験を行った。ADC方式に従う同定実験では、ACCを働かせた状態で同定信号(外乱)を入力し、ACCに制御されている系を励振してその応答を調べる。同定信号には計算機で作成準備した同定ノイズを使用する。同定ノイズは乱数を数値フィルタに通して得られるランダムな信号であり、代表的なものとしてM系列、MAノイズ、ARノイズなどがある。本実験ではMAノイズを使用した。同定ノイズを入れる操作変数として、蒸発量制御ダンパ(DNP1)、後燃焼空気ダンパ(DNP2)、第二燃炉冷ダンパ(DNP3)、及びフィード速度(STK1)、乾燥ストーカ速度(STK2)、燃焼ストーカ速度(STK3)の6変数とした。

##### 4.3.1 同定ノイズの作成方法(1)——MAノイズ

MAノイズとは、発生させたホワイトノイズをMAフィルタを通して作成される有色のノイズ系列であり、次式で表される。

$$x(s) = a_0 \varepsilon(s) + a_1 \varepsilon(s-1) + a_2 \varepsilon(s-2) + \dots + a_n \varepsilon(s-n) \quad (4.1)$$

ここで、 $x(s)$ はMAノイズ系列、 $\varepsilon(s)$ はホワイトノイズ系列、 $a_k$ はMAフィルタの係数である。

上式をz変換すると、

$$Z\{x(s)\} / Z\{\varepsilon(s)\} = \sum_{k=0}^n a_k z^{-k} \quad (4.2)$$

$z = \exp\{j2\pi f \Delta t\}$  ( $\Delta t$ はタイムステップ)と置き換えると、周波数応答関数 $A(f)$ は、

$$A(f) = \sum_{k=0}^n a_k \exp\{-j2\pi f k \Delta t\} \quad (4.3)$$

となる。

パワースペクトル $P_{\varepsilon\varepsilon}$ を持つホワイトノイズがMAフィルタを通過すると、MAノイズのパワースペクトル $P_{xx}(f)$ は、

$$P_{xx}(f) = |A(f)|^2 P_{\varepsilon\varepsilon} \quad (4.4)$$

となる。 $P_{\varepsilon\varepsilon}$ は一定値であるから、 $P_{xx}(f)$ はMAノイズの周波数応答関数の自乗に支配されることになる。そこで、同定ノイズを計算するときは作成しようとする同定ノイズのパワースペクトルの形を先に決め、それからMAフィルタの周波数応答関数を求める。周波数応答関数は、 $-1/2\Delta t \leq f \leq 1/2\Delta t$ でフーリエ変換すると、

$$A(f) = \sum_{k=-\infty}^{\infty} a_k \exp\{-j2\pi f k \Delta t\} \quad (4.5)$$

表4.1 MAフィルタのパラメータ

となるから、 $k$ を近似のよいところまで使用してMAフィルタの係数を計算する。本研究では、低周波のパワースペクトルを残し、ある周波数より高い周波数のパワースペクトルをカットするMAフィルタを設計した。このパワースペクトルを縮小する境となる周波数(デミニッシング周波数)の選び方で、同

$a_0=0.5$
$a_1=a_{-1}=0.31$
$a_3=a_{-3}=-0.083$
$a_5=a_{-5}=0.031$
$a_7=a_{-7}=-0.0088$
$a_2=a_{-2}=a_4=a_{-4}=a_6=a_{-6}=0.0$

定ノイズの周波数特性は変わる。ここでは、ダンパが変化するとボイラ蒸発量に3分程で影響が現れるとし、それより低周波の1/10(cycle/min)をデミニッシング周波数とした。計算されたMAフィルタのパラメータを表4.1に示す。

このMAフィルタと計算機で発生したホワイトノイズを(4.1)式にあてはめて、ダンパごとに30秒周期で出力する同定ノイズを作成した。ストーカ関係のノイズについては、同じMAフィルタで作成した信号を90秒周期で出力することにより低周波成分を持たせるように図った。計算機から出力されたタイムステップ30秒の同定ノイズを図4.2に示し、それぞれのパワースペクトルを図4.3に示す。

同定ノイズの大きさについては、ACCによる自動運転が継続できる最大値として、ダンパ関係は100%、ストーカ関係は40%と決め、ノイズの最大振幅が決めた範囲となるように適当な係数をかけて調整するとともに、同定ノイズの平均値が0となるように平均値を調整した。

そして最後に、操作変数からの寄与を正確に分離する必要性から同定ノイズの相関係数

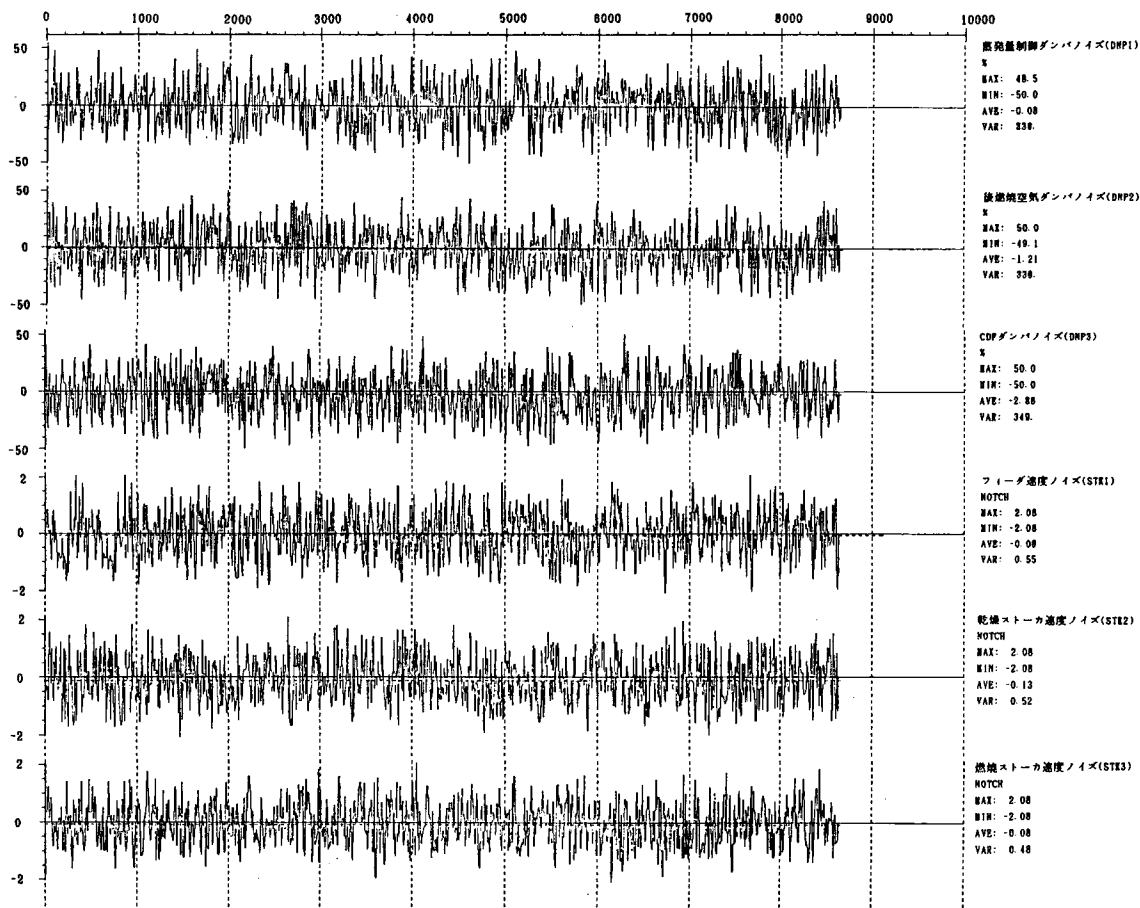


図4.2 同定実験で使用したMAノイズ系列

を計算し、無相関であることを確認した。最終的に決定した各同定ノイズの設計パラメータを表4.2に示す。

実験では、ダンパ関係の同定ノイズをさらに一次遅れフィルタに通過させてシステムに入力した。この一次遅れフィルタは、ダンパ開度が同定ノイズの出力周期ごとに急変して、ボイラ蒸発量を必要以上に揺らすことがないようにする目的で設置した。一次遅れフィルタを通った信号は滑らかな信号に変換されるため、設定したパワースペクトルよりも高周

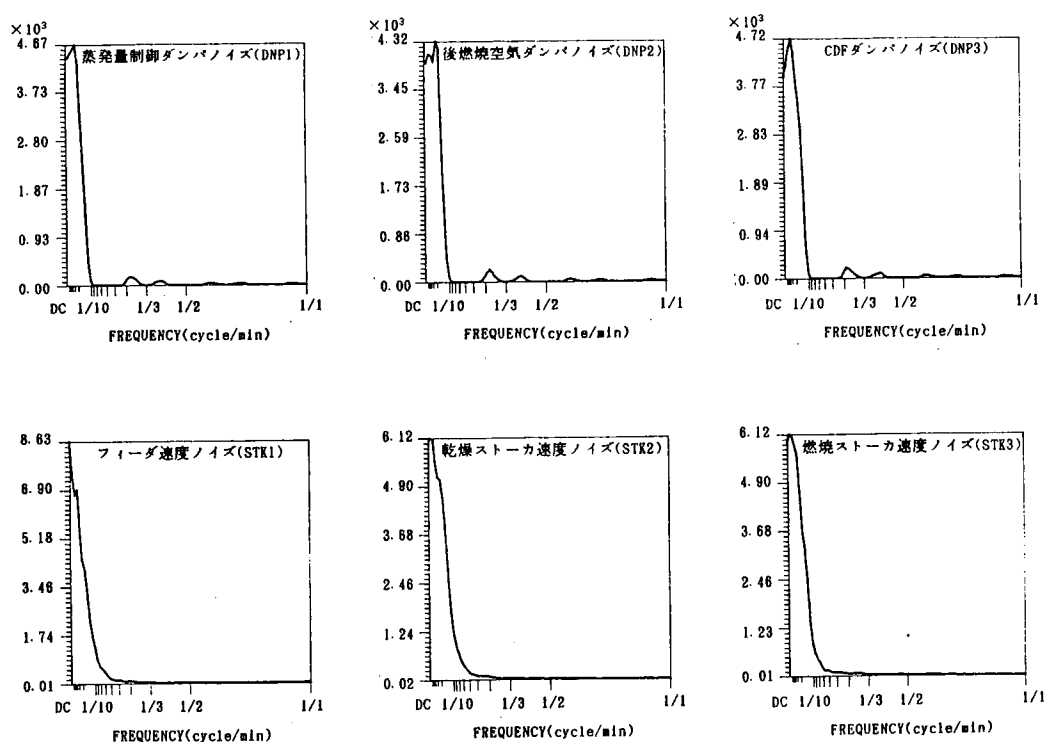


図4.3 同定ノイズのパワースペクトル

表4.2 MAノイズ設計のパラメータ

同定信号	記号	種類	デミッシング周波数 (cycle/min)	備考
蒸発量制御ダンパノイズ	DNP1	アナログ	3	1次遅れフィルタ
後燃焼空気ダンパノイズ	DNP2	アナログ	3	1次遅れフィルタ
CDFダンパノイズ	DNP3	アナログ	3	1次遅れフィルタ
フィーダ速度ノイズ	STK1	on-off	5	
乾燥ストーカー速度ノイズ	STK2	on-off	5	
燃焼ストーカー速度ノイズ	STK3	on-off	5	

波成分が少なくなる。なお、ストーカ速度のボイラ蒸発量への影響は長い時間遅れをもって現れ、同定ノイズの出力周期で急激な速度変更があっても運転に支障がないことから、一次遅れフィルタは設置しなかった。

#### 4.3.2 同定実験の方法

同定実験のブロックダイアグラムを図4.4に示す。

同定ノイズ信号のうち、ACCが直接操作している燃焼空気量やストーカ速度に対する信号は、加算器を使ってACCの信号に付加した。ACCが操作していないPDFダンパやCDFダンパに対する信号は、ポジショナーから出力される設定値（あるいは中央制御室のコンソールから設定できる値であり、実験中は一定値に保つ）の電圧に加算される。

同定ノイズの出力と計測値の収録は、一括して8ビットのパーソナルコンピュータで行った。この計算機は出力周期ごとに操作変数ごとの同定ノイズを出力し、収録周期ごとに計測信号を収録した。上述したように、ダンパ関係の同定ノイズ信号は出力されてから、一次遅れフィルタを通してしている。

ノイズの出力周期はダンパ関係は30秒、ストーカ関係は90秒である。一方、収録周期は、手動実験と同様に30秒に設定した。

実験時の問題として、操作信号に同定ノイズを加算するため操作信号が上限や下限を越えてしまうことがある。そのとき、操作端側でクリップ処理が行われるために、実質的な同定ノイズは、実際の操作量からACCの信号を引き算した値となる。そこで、操作端における実際の操作した量の計測値も同時に収録するようにした。

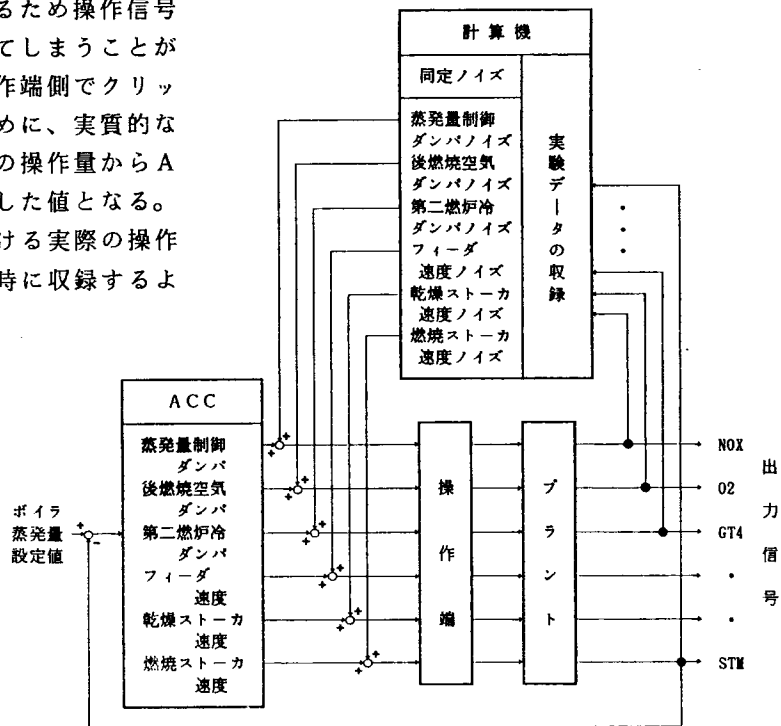


図4.4 同定ノイズによる同定実験のブロックダイアグラム

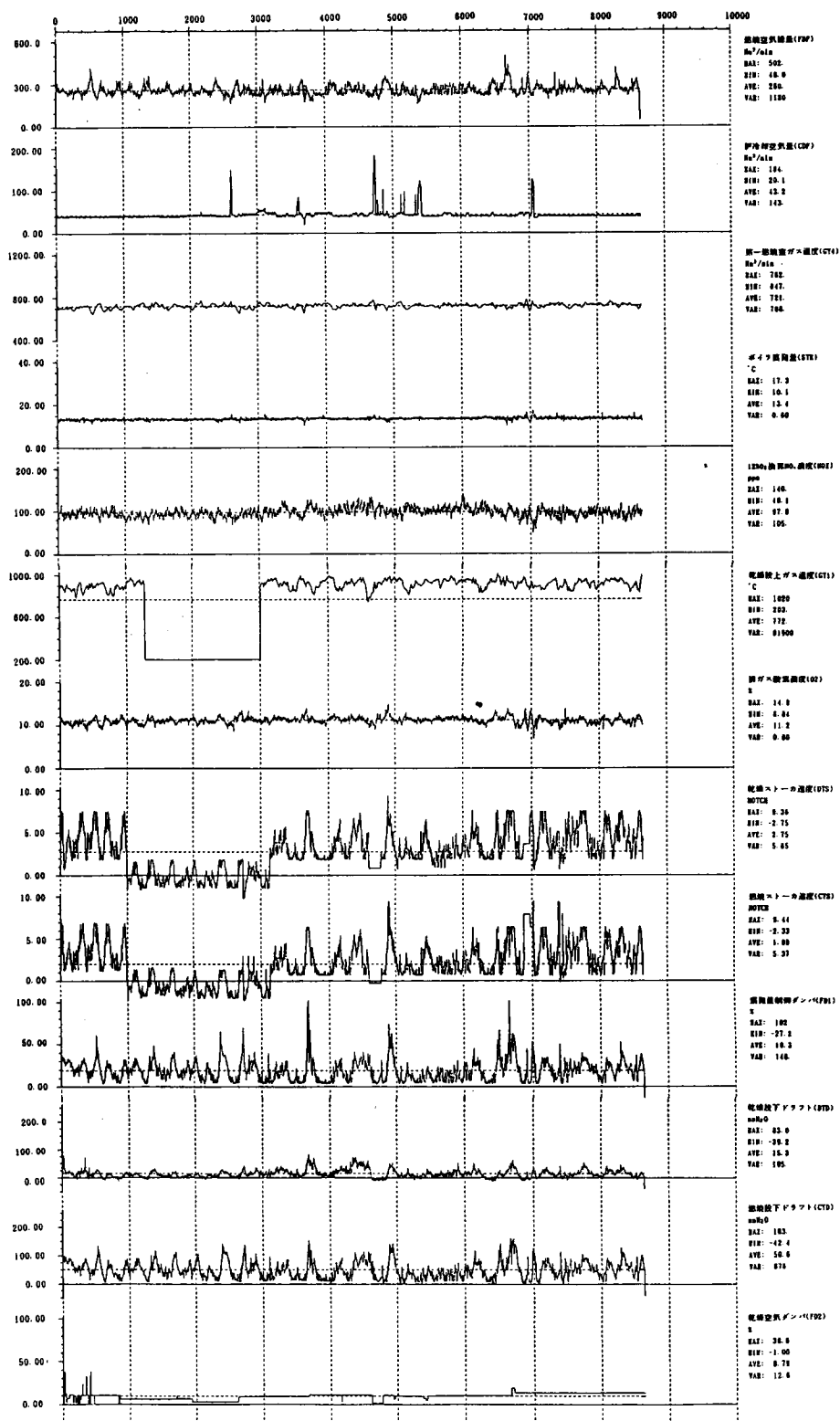


図4.5 ACCによる自動運転時のチャート

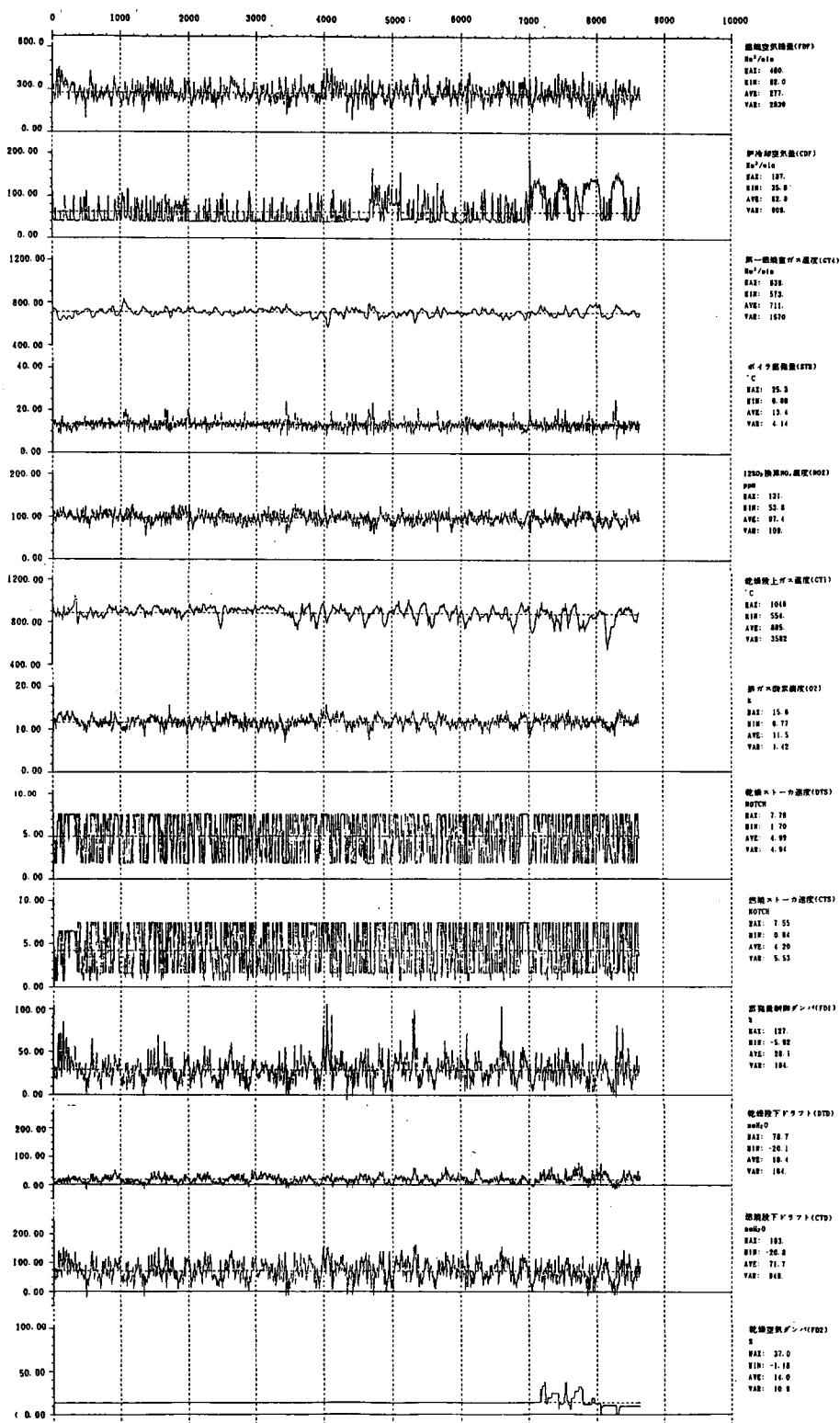


図4.6 同定ノイズによる同定実験の主な変数のチャート

#### 4.3.3 同定実験の結果と問題点

同定ノイズによる同定実験を3日間行った。ACCを働かせての同定実験であったため、手動時と比べ運転は安定していた。実験結果のチャートを図4.5に示す。また、比較のために同定実験直前3日間のACC運転時のデータを収録しており図4.6に示す。

ボイラ蒸発量は、ACC運転時に分散が $0.60(\text{ton/hr})^2$ と高い精度で制御されていたが、同定ノイズを印加することにより $4.14(\text{ton/hr})^2$ にまで乱されている。ACCは、ボイラ蒸発量の揺れを抑えるためにダンパやストロカ速度を操作するので、ACCの操作信号に大きな振動が見られる。特に、ストロカ速度は実験中ほとんどの期間で上限または下限に張り付いており、平均値が通常ACC運転よりかなり高くなっている。炉冷却空気量は通常操作されていないが、同定ノイズが加えられたため大きく変動している。しかし、酸素濃度やNOx濃度はほとんど変化していない。

同定ノイズによってシステムが揺らされ、それを安定させるためにACCが過大操作を行い、それが再びシステムを揺らすといった振動現象が表れている。その結果として、ストロカ速度が上下限に張り付き、同定ノイズがシステムの励振に十分貢献したとは言えない。実際の操作量からACCの操作量を引いて真の同定ノイズを計算することはできるが、クリッピングの頻度が高いため補正したデータの高周波成分が高くなり、設定した低周波成分が失われている。さらに、同定ノイズによる操作が完全に非線形領域での操作であるなどを考えると、補正した同定ノイズをARモデルの変数として扱うことは不適と判断される。

ストロカ速度が「最高速」と「最低速」に張り付くON-OFF的動きをする理由として、同定ノイズの高周波成分が大き過ぎボイラ蒸発量が急激に変動したことと、ACCはボイラ蒸発量に対して厳格な制御をしており、操作変数へのフィードバック量が大きいことが考えられる。前者については、同定ノイズが操作変数ごとに適切な周波数特性を持ち、ACCが過大な操作しない範囲の大きさに設定されることによって解決される。後者については、通常のACCはボイラ蒸発量の単独制御であるから、ダンパやストロカが強くACCに支配されている。しかし、NOx濃度制御を考える場合にはボイラ蒸発量制御とのバランスが大切であり、そのためにはARモデル制御の制御効果がうまく反映されなければならない。ボイラ蒸発量とNOx濃度の同時制御を達成するためには、ACCの操作量を減らしてARモデル制御側からも自由な操作できるようにする工夫がいる。

ACCとARモデル制御の協調性を考える場合にはACCとARモデル制御の守備範囲を考え、ACC側にも調整が必要である。具体的にACCのP制御やI制御を調整し、協調性が改善されるかどうか調査する必要があると考えられる。

#### 4.4 ACCの最適運転条件の検討ーシステム解析の面から

ACCとARモデル制御の協調を図るためには、ARモデル制御の操作が全体の制御に反映される余裕が必要であり、そのためにはACCの制御を弱めることも必要と考えられる。もし操作範囲に余裕があれば、同定ノイズから状態変数への影響が明瞭となり、ノイ



ズ寄与率において操作変数から状態変数への寄与が大きくなるであろうと考えられる。そこで、A C Cの運転条件を変えて同定実験を行い、A Rモデルを作成し、システム解析の結果を評価して適切な運転条件を見つけ出すことにした。

まずA C Cの運転条件として、次の項目について検討することにした。

#### (1) 低酸素運転

低NO<sub>x</sub>化を図るためには、酸素濃度の絶対量を減らす必要がある。A Rモデル制御は定常値からの偏差を小さくする最適レギュレータであるから、A C Cの運転条件によりNO<sub>x</sub>濃度の定常値を前もって下げておく必要がある。通常の運転では酸素濃度は約12%であるが、本同定実験では燃焼空気総量を絞ることによって酸素濃度を9～10%で運転する。

#### (2) 弱A C Cの検討

4.3節の同定実験で見られたように、A C Cが出力する操作量の変動が大きいと非線形の影響が出たり、NO<sub>x</sub>制御の融通がきかなくなったりする可能性がある。そこで、本実験では大きな同定ノイズを入れてもクリッピングされないように、A C Cの操作量を全体として小さくなるように調整する。A C Cがボイラ蒸発量に対して厳しい制御をし過ぎないように、すなわちボイラ蒸発量に対して敏感になり過ぎないようにP制御を弱くし、一方でボイラ蒸発量の定常性を維持することができるようにI制御を強くする。燃焼空気量についてはP制御を弱めて、ストロカ速度についてはI制御を強めることに重点をおく。(以上のA C Cを弱A C C、通常のA C Cを強A C Cと呼ぶことにする) このように調整することで、A Rモデル制御を働かせる環境造りを行い、燃焼安定の維持に焦点を絞ったA C Cを実現する。言い替えれば、A C CとA Rモデル制御の守備範囲を明確にすることに相当する。

#### (3) 同定ノイズの変更

システム同定信号として、通常操作における周波数領域を強調した同定ノイズを使用する。一次のA Rノイズ(後述)はパラメータの1つで設定でき、低周波成分を強調することができるなど点で有利であると考え、本実験ではA Rノイズを使用することにする。

同定ノイズの大きさは、同定実験時にシステムの定常状態を維持することができる範囲で最大のものが良いと考えられる。そこで、同定実験前に短期間のステップ応答実験を行い、その結果を見て同定ノイズの振幅の大きさを調整することにする。

#### (4) 同定ノイズの出力周期と、データの収録周期、およびソフトゲイン

同定ノイズの出力周期は90秒、データの出力周期は30秒として、2日間(5760データ)の実験を行う。前回の実験では、ダンパ関係の同定ノイズをハードウェアで構成した平滑フィルタを通し30秒おきに出力していたが、同定ノイズが変形することによる解析上の問題と、同定ノイズの大きさを適切に設定すれば直接入力できることから、本実験の実験2以降では、平滑フィルタの使用は中止する。

同定実験の開始や終了において、運転をA C Cから同定実験へ、あるいは同定実験からA C Cへスムーズに移行する方法として、また実験中に同定ノイズにより燃焼が不安定となったときの対処方法として、同定ノイズに状況にあった係数(ソフトゲイン)を掛けて

出力するようにする。例えば、実験開始時に同定ノイズを急にACCの信号に乗せるとハンチングの原因となるので、ソフトゲインを小さい値から徐々に大きくしてゆく工夫をする。特に、燃焼空気量についてはACCが早い周期で制御していることから、同定ノイズによる急激な変化でボイラ蒸発量が低下し、タービンがトリップしてしまう可能性があるため、ソフトゲインを慎重に設定する必要がある。同様に、実験終了時にもノイズをだんだん小さくしてゆき、そしてACCに切り替える。

#### (5)PDFダンパの操作

手動時の解析では、総燃焼空気量を表すPDFダンパ(FDF)からNOx濃度への寄与があることを明かにした。そこで、前回の同定実験で固定していたPDFダンパを信号で操作することができるようし、操作変数として同定ノイズ加える。

#### (6)ストロカ速度のノイズの入れ方

前回の実験では、ACCのフィード速度、乾燥ストロカ速度、燃焼ストロカ速度のそれぞれの信号に別々の同定ノイズを入れたが、本実験では同定ノイズを共通にすることでごみ送りを滑らかにし、なるべく操作量とごみ送りが線形になるようにする。

#### (7)炉の温度分布

燃えきり点は熱灼減量の指標となるとともに、燃焼状態を表す指標となる。本炉では、燃焼段の中央側と下流側の2ヶ所の明るさを光量センサーによって測り、その2点間に燃えきり点が来ているかどうかを判断できるようになっている。しかし、燃えきり点を把握するには精度があまり良くないことから、熱電対を新たに後燃焼段上に設置し、ガス温度を測って燃えきり点位置の指標とすることにする(後燃焼段上ガス温度(GT7))。これにより、乾燥段、燃焼段前部、燃焼段後部、後燃焼段、第一燃焼室、第二燃焼室、ボイラ出口のす

表4.3 ARノイズによる同定実験についての目標運転条件

		実験1	実験2	実験3	実験4
実験条件	焼却負荷	中負荷(75%) (16.5ton/hr)	中負荷(75%) (16.5ton/hr)	中負荷(75%) (16.5ton/hr)	低負荷(61%) (13.5ton/hr)
	酸素濃度	低酸素1 (8~10%)	低酸素2 (10~12%)	低酸素2 (10~12%)	低酸素2 (10~12%)
	ACC	通常	通常	弱い (P弱、I強)	弱い (P弱、I強)
	備考	空気量をかなり絞りO <sub>2</sub> 濃度を下げた状態	空気量を少し絞り、乾燥・燃焼用の配分を少なくし、後燃焼用を多くする	左の状態、さらに、ACCのP制御を弱め、I制御を強めた状態	左の状態、さらに負荷を小さくした状態

すべての位置での炉温を測ることができ、炉温分布とNOx濃度との関係を調べることができる。

同定実験の運転条件は、表4.3に示す4パターンで行うことにした。実験1～3の負荷量は平均ボイラ蒸発量で16.5(ton/hr)に、実験4では13.5(ton/hr)に設定した。酸素濃度に関するFDFダンパ(FDF)の定常値（総燃焼空気量に対応）は、実験1ではかなり絞った25%、実験2～3では少し絞った50%、実験4では45%の設定とした。また、A C Cの調整については、実験1～2は通常のA C Cの設定、実験3～4は弱A C Cの設定とした。

#### 4.4.1 同定ノイズの作成方法(2)――ARノイズ

使用したARノイズはAR過程に従うノイズ系列であり、ホワイトノイズをARフィルタに通して作成する。良く使用される一次のARノイズは次式のようになる。

$$x(s) = \alpha \cdot x(s-1) + (1-\alpha) \cdot \varepsilon(s) \quad (4.6)$$

ただし、パラメータ $\alpha$ は、 $0 < \alpha < 1$

上式をz変換すると、

$$Z\{x(s)\} / Z\{\varepsilon(s)\} = (1-\alpha) / (1-\alpha z^{-1}) \quad (4.7)$$

$z = \exp\{j2\pi f\Delta t\}$ と置き換えると、周波数応答は、

$$A(f) = \frac{1-\alpha}{1-\alpha \cdot \exp(-j2\pi f\Delta t)} \quad (4.8)$$

また、

$$|A(f)|^2 = \frac{(1-\alpha)^2}{1+\alpha^2-2\alpha \cdot \cos(2\pi f\Delta t)} \quad (4.9)$$

$P_{\varepsilon\varepsilon}$ のパワースペクトルを持つホワイトノイズをこのフィルタに通すと、(4.4)式から、

$$P_{xx} = \frac{(1-\alpha)^2}{1+\alpha^2-2\alpha \cdot \cos(2\pi f\Delta t)} P_{\varepsilon\varepsilon} \quad (4.10)$$

のパワースペクトルを持つARノイズが生成する。MAノイズと同様に、作成しようとするARノイズのパワースペクトルの形を先に決めてから、それに合うようなARフィルタの係数 $\alpha$ を計算する。

このような一次のフィルタを多数作りつなぎ合わせれば、多次のARフィルタとなる。

表4.4 同定ノイズ (ARノイズ) の設計値

操作変数	記号	単位	$\alpha$	振 幅			
				実験1	実験2	実験3	実験4
蒸発量制御ダンパノイズ	FDIN	%	0.85	± 8.0	± 8.0	± 8.0	± 7.0
FDFダンパノイズ	FDFN	%	0.85	± 9.0	± 9.0	± 9.0	± 6.0
CDFダンパノイズ	CDFN	%	0.85	±10.0	±20.0	±15.0	±12.0
燃焼ストーク速度ノイズ	CTSN	NOTCH	0.15	± 2.0	± 2.0	± 2.0	± 2.0

\*  $\alpha$ は一次ARフィルタのパラメータ

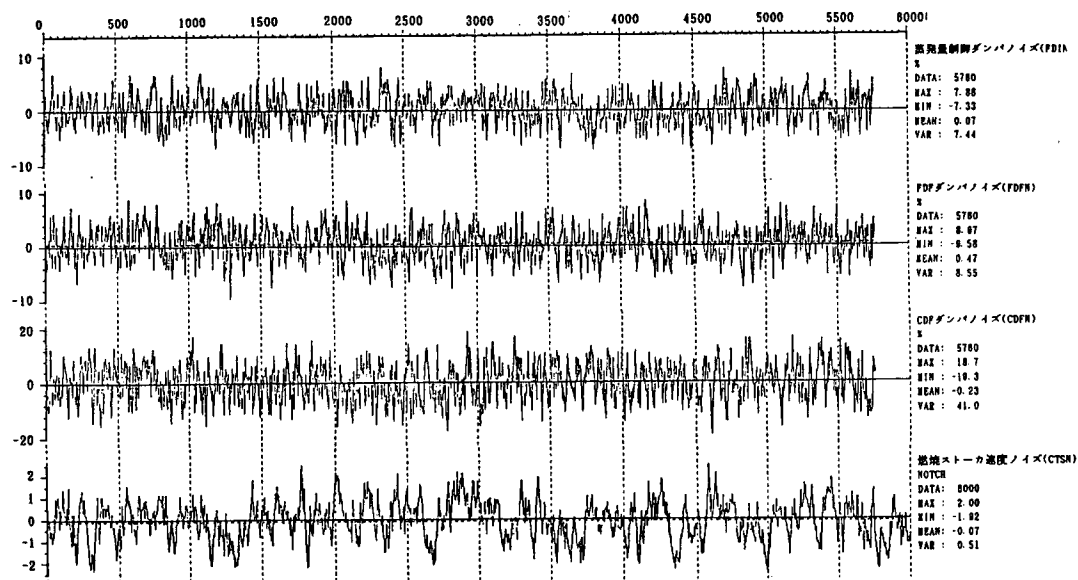


図4.7 同定ノイズとして使用したARノイズ系列 (実験2)

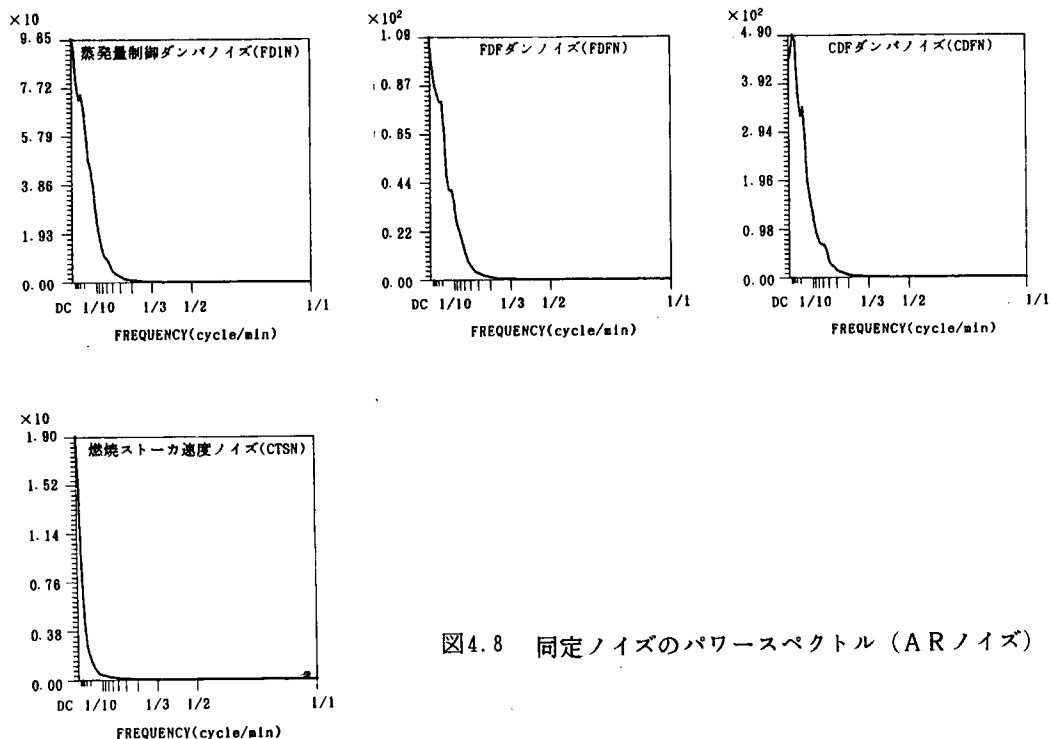


図4.8 同定ノイズのパワースペクトル (ARノイズ)

係数 $\alpha$ やARフィルタの組み合わせを変え、所望の周波数特性を持つノイズを作成することができる。

本実験で使用する各操作変数の同定ノイズの諸元を、4実験ごとにそれぞれ表4.4に示した。また、実験2で使用了同定ノイズを図4.7に示し、そのパワースペクトルを図4.8に示す。MAノイズに比べると低周波から高周波にかけて滑らかに減少している。ARノイズを利用すれば、低周波を協調した比較的手動操作に近い変動をシステムに入力することができると思われる。

具体的な周波数特性の設定には、手動同定実験の解析結果を考慮して、空気量ダンパ関係の操作変数については高周波成分を残し、ストロカ速度関係の操作変数については低周波成分を強調するように、ARフィルタの係数 $\alpha$ の値を定めた。

また同定ノイズの大きさは、同定実験前にステップ応答の小実験をおこない、実験可能でなるべく大きな振幅に設定した。なお同定ノイズの平均値を0にすることや同定ノイズ間の無相関性のチェックは、4.3節の同定実験と同様である。

#### 4.4.2 同定実験の結果

表4.3の4運転パターンで同定実験をおこなった。各実験における主な変数の統計量を表

表4.5 4運転条件の同定実験における主な変数の平均値及び分散値の比較

##### (a)平均値の比較

状態変数	記号	単位	実験1	実験2	実験3	実験4
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	16.3	16.2	15.9	13.3
12%O <sub>2</sub> 換算NO <sub>x</sub> 濃度	NOX	ppm	97.1	99.2	98.4	102.
酸素濃度	O2	%	10.4	11.4	11.0	12.0
乾燥段上ガス温度	GT1	°C	876.	901.	958.	919.
燃焼段前ガス温度	GT2	°C	875.	873.	892.	797.
燃焼段後ガス温度	GT3	°C	681.	673.	716.	539.
第一燃焼室ガス温度	GT4	°C	854.	830.	855.	768.
第二燃焼室ガス温度	GT5	°C	697.	670.	656.	620.
ボイラ出口ガス温度	GT6	°C	273.	282.	284.	272.
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	535.	539.	579.	441.

##### (b)分散値の比較

状態変数	記号	単位	実験1	実験2	実験3	実験4
ボイラ蒸発量	STM	(ton/hr) <sup>2</sup>	.999	.917	2.65	1.90
12%O <sub>2</sub> 換算NO <sub>x</sub> 濃度	NOX	ppm <sup>2</sup>	160.	181.	135.	120.
酸素濃度	O2	% <sup>2</sup>	.759	.802	1.03	.903
乾燥段上ガス温度	GT1	°C <sup>2</sup>	3010	3380	3150	2720
燃焼段前ガス温度	GT2	°C <sup>2</sup>	1870	2550	2030	5510
燃焼段後ガス温度	GT3	°C <sup>2</sup>	11400	6140	10200	8030
第一燃焼室ガス温度	GT4	°C <sup>2</sup>	2760	2210	3150	2520
第二燃焼室ガス温度	GT5	°C <sup>2</sup>	346.	851.	1210	8530
ボイラ出口ガス温度	GT6	°C <sup>2</sup>	10.1	84.6	88.7	73.1
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C <sup>2</sup>	6400	3270	5780	4060

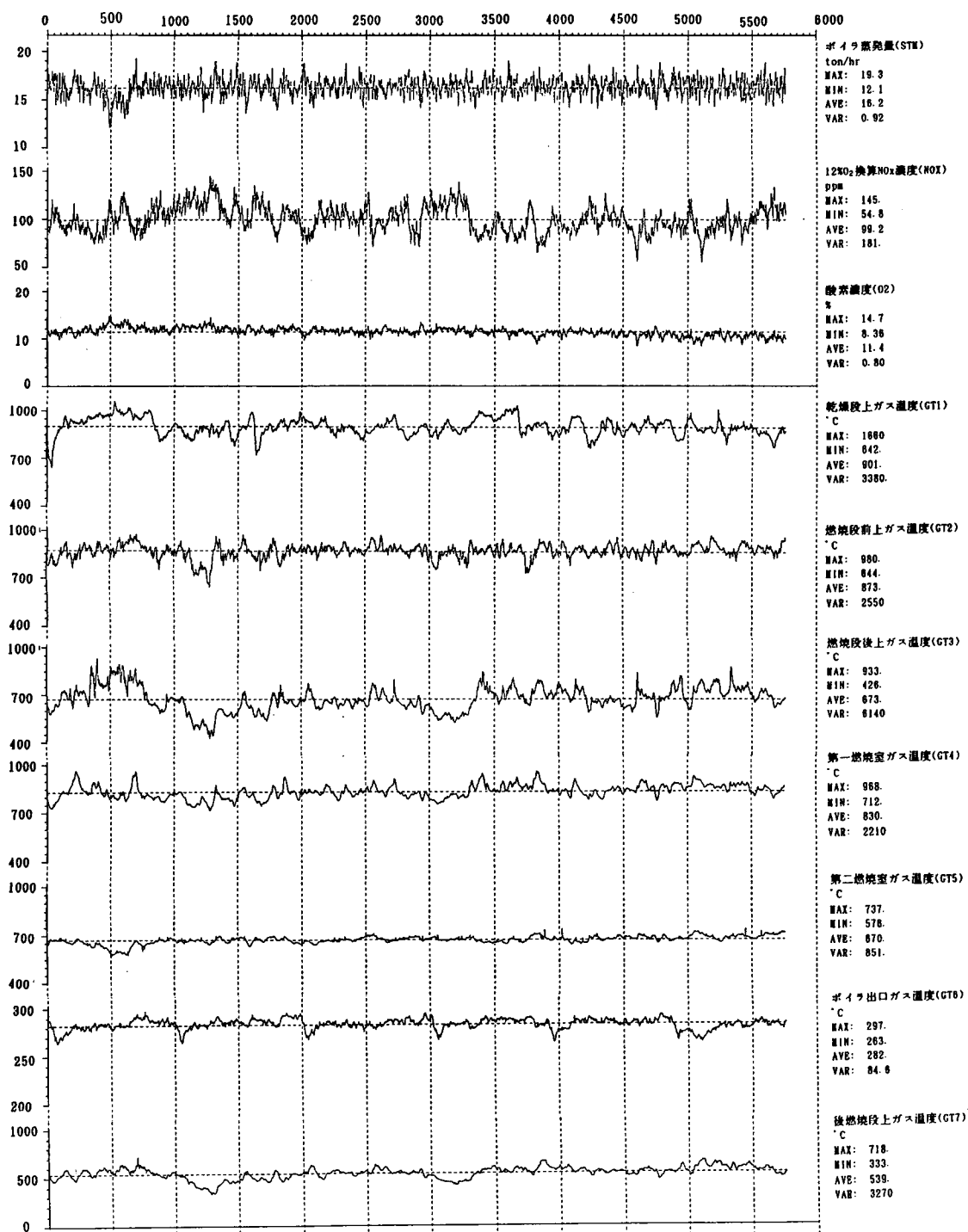
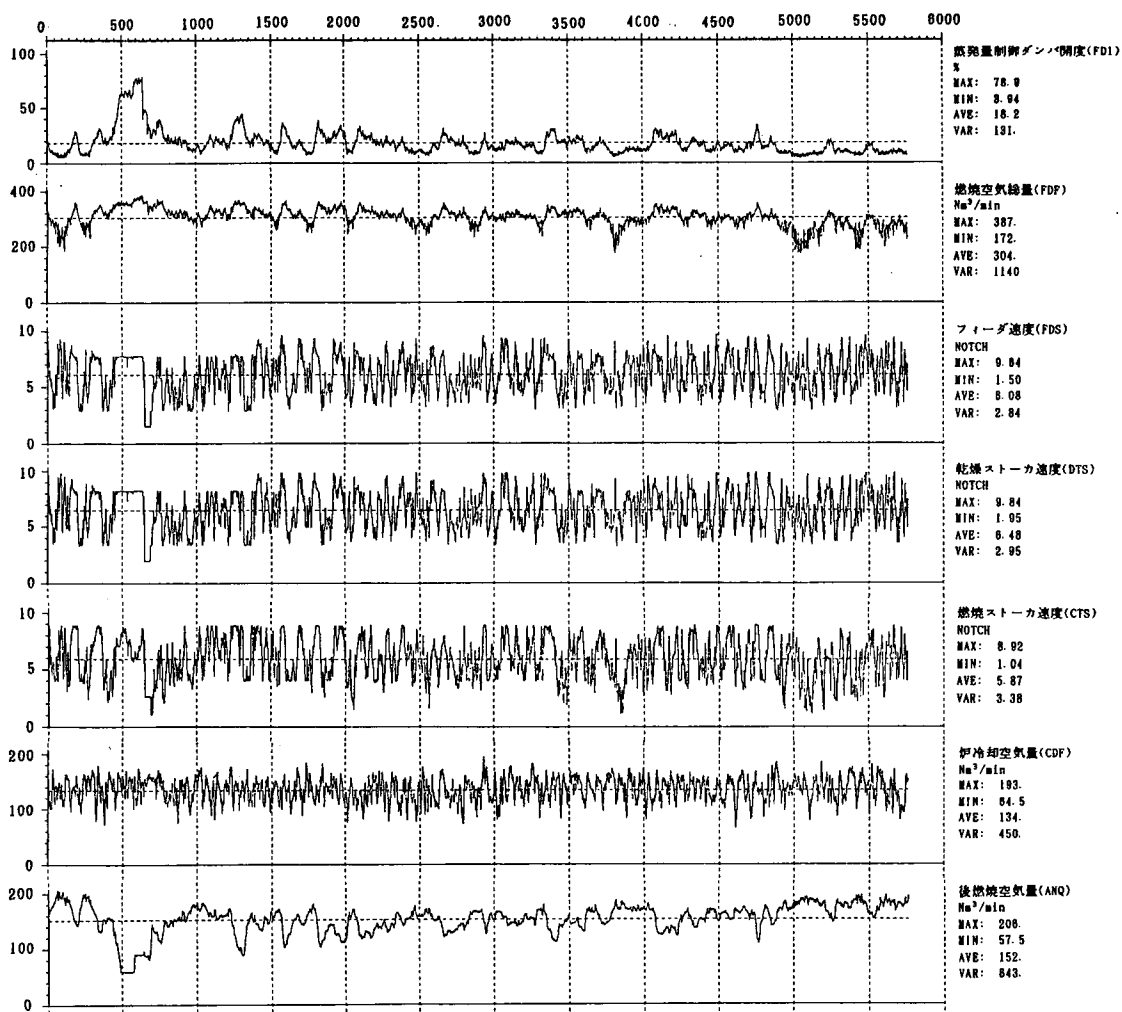


図4.9 同定ノイズによる同定実験（実験2）の主な変数のチャート



4.5に示す。実験1, 2, 3, 4の平均焼却量は、それぞれ5.56 (ton/hr) (定格の66.7%)、6.06 (ton/hr) (定格の72.8%)、6.29 (ton/hr) (定格の75.5%)、5.04 (ton/hr) (定格の60.4%)であった。

酸素濃度について見ると、実験1では燃焼空気量を絞ったため酸素濃度が10.4%と低い値を示し、実験2ではFDFダンパの開度を実験1より上げて燃焼空気量を増やし、炉冷却空器量の変動を20%に増やしたため酸素濃度は11.4%に上がった。燃焼状態から判断すると、実験2の方が燃焼空気供給量が適切であると思われ、また、弱ACCの実験3では、CDFダンパノイズの振幅を15%開度に変え、酸素濃度は11.0%となった。実験4は負荷を下げたことに応じてダンパ開度の振幅を小さくしたが、酸素濃度は約12%と高くなった。

同定実験との比較のために、通常運転のデータを17時間45分の期間収録した。平均蒸発量が18.0(ton/hr)、平均焼却量は8.03(ton/hr)（定格の96.4%）であった。同様に、同定実験と比較するため、弱A C Cの運転のデータを42時間収録した。平均蒸発量が16.5(ton/hr)、平均焼却量は6.48(ton/hr)（定格の77.7%）であった。

弱A C Cではボイラ蒸発量制御のP制御を弱めているため、ボイラ蒸発量の分散値が大きくなっている。NOx濃度の平均値は実験による差はみられないが、分散値は弱A C Cの方が小さい。

実験結果の例として、実験2の主な変数のチャートを図4.9に示す。前回の同定実験ではストーカ速度の張り付きがみられたが、同定ノイズの大きさの調整とA C Cの調整を行ったため、張り付きがほとんどなくなった。

#### 4.4.3 NOx濃度と炉温分布の関係

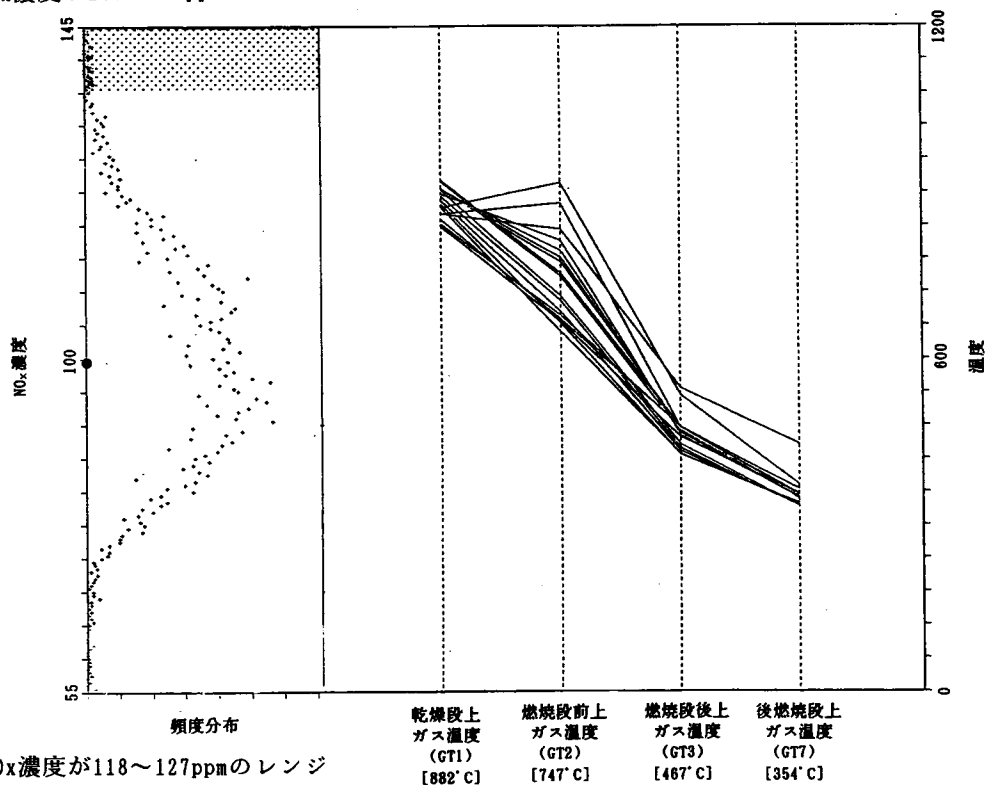
本実験ではストーカ上のガス温度分布をとっており、それらがNOx濃度に対してどのような関係を持つか調べた。例として、実験2におけるNOx濃度とストーカ上ガス炉温分布の関係を図4.10に示す。各図の左部分にNOx濃度の頻度分布を示し、NOx濃度の最小値から最大値までの範囲を10分割し、ハッチングされている領域のNOx濃度について、同時刻の乾燥段上ガス温度(GT1)、燃焼段前上ガス温度(GT2)、燃焼段後上ガス温度(GT3)、後燃焼段上ガス温度(GT7)を右部分に折れ線で結んでいる。ここで、図(a)から図(d)は、NOx濃度の高濃度から低濃度の順に示している。また、図下の温度は各位置でプロットされた炉温の平均値を示している。これらの図によると、乾燥段上や燃焼段前上のガス温度はNOx濃度によって変化しないが、燃焼段後上や後燃焼段上のガス温度はNOx濃度が低い時に高く、NOx濃度が高い時に低い傾向のあることがわかる。次に、NOx濃度の各領域ごとの炉温の平均値（図下に示したの炉温平均値）を、4つの実験についてすべて計算したものを表4.6に示す。表から、4つの実験すべてにおいて後燃焼段側の炉温が高いほど、NOx濃度が低くなる傾向を示していることがわかる。

このように、後燃焼段上ガス温度がNOx濃度と関係が深い理由として、次に述べるように燃えきり点の位置がNOx濃度に影響することが考えられる。すなわち、燃えきり点の位置が下流側に移動すると、後燃焼段上ガス温度が上がる。そのとき、ごみは燃焼段上に敷き詰められた状態となっていることから、燃焼空気が十分に燃焼部分に供与されるため、燃焼ガス中の酸素濃度は低下する。そして、酸素不足となる場所では還元性ガスが生成し、NOx濃度を低下させる。一方、燃えきり点の位置が上流側へ移動すると、後燃焼段ガス温度が下がる。そのとき、燃焼空気が灰化したごみの間を縫って吹抜けるため、酸素濃度が高くなる。ここで、4.3節の同定実験を振り返って、酸素濃度の分散が大きくなっているにもかかわらずNOx濃度は変化していなかった原因を考えると、実験中に燃えきり点を低周波で大きく変動させなかったからではないかと推測される。

燃えきり点の位置はごみ質の変化により長時間周期で振動し、同定実験ではさらにストーカ速度に加えられる外乱により変動する。NOx濃度の低周波成分にはその影響が含まれていると推測される。このことから、NOx濃度の低周波成分を安定させるためには、燃えきり点を一定に維持するような運転が望まれる。そのとき、後燃焼段上ガス温度は燃えきり点



(a) NO<sub>x</sub>濃度が136~145ppmのレンジ



(b) NO<sub>x</sub>濃度が118~127ppmのレンジ

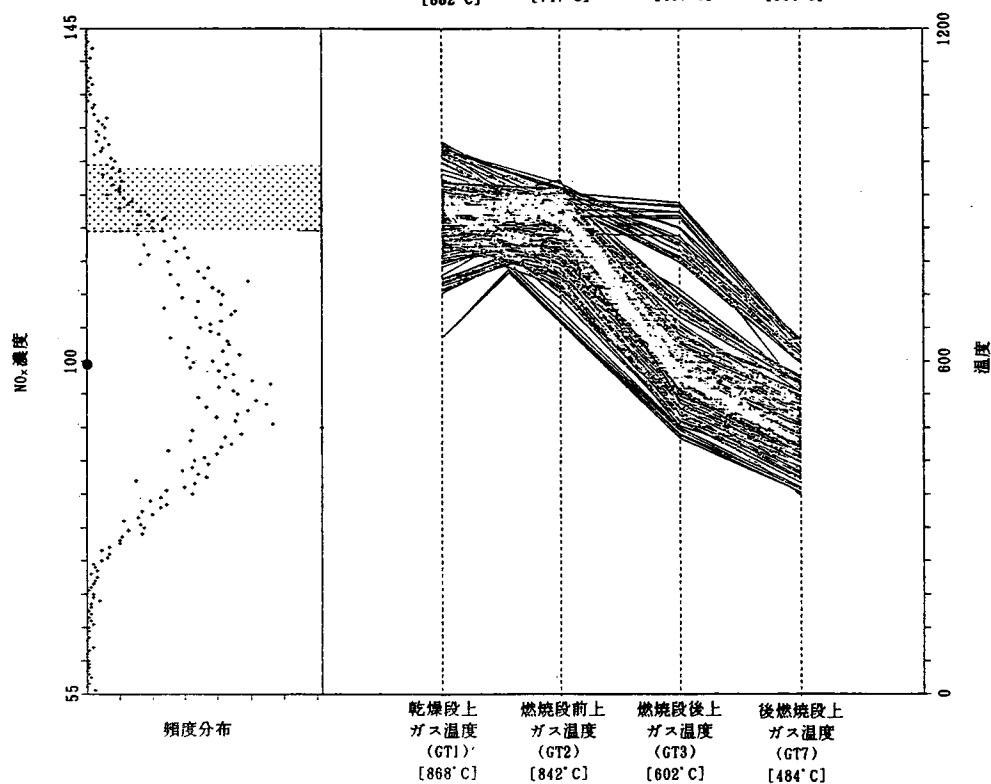
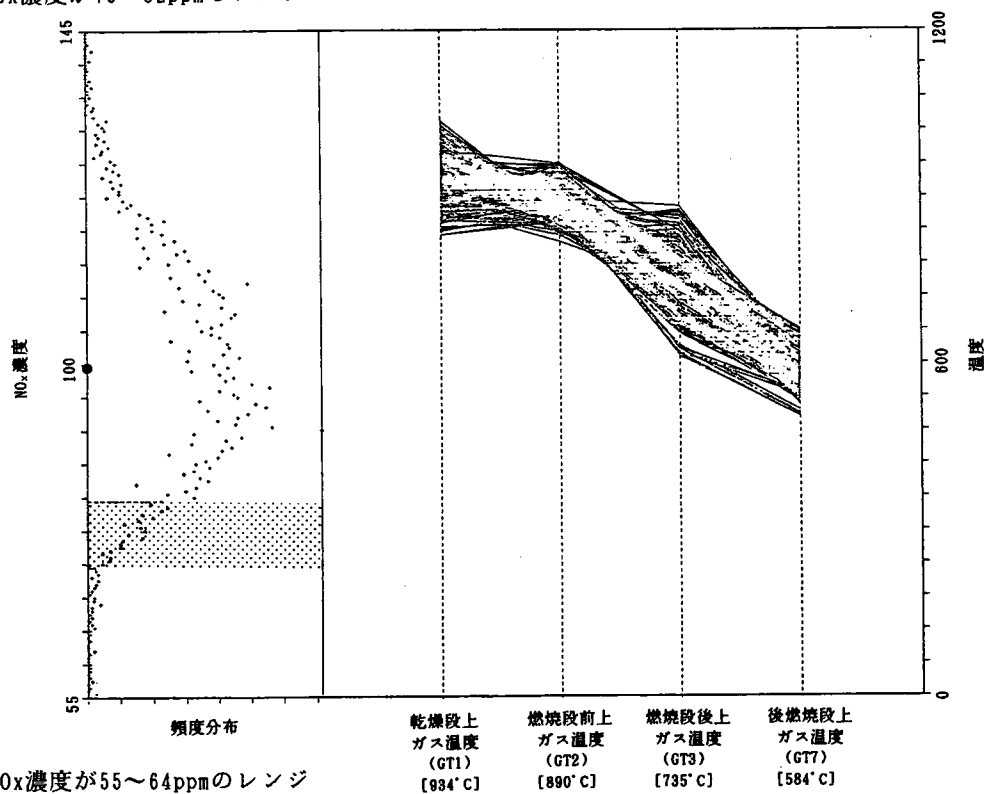
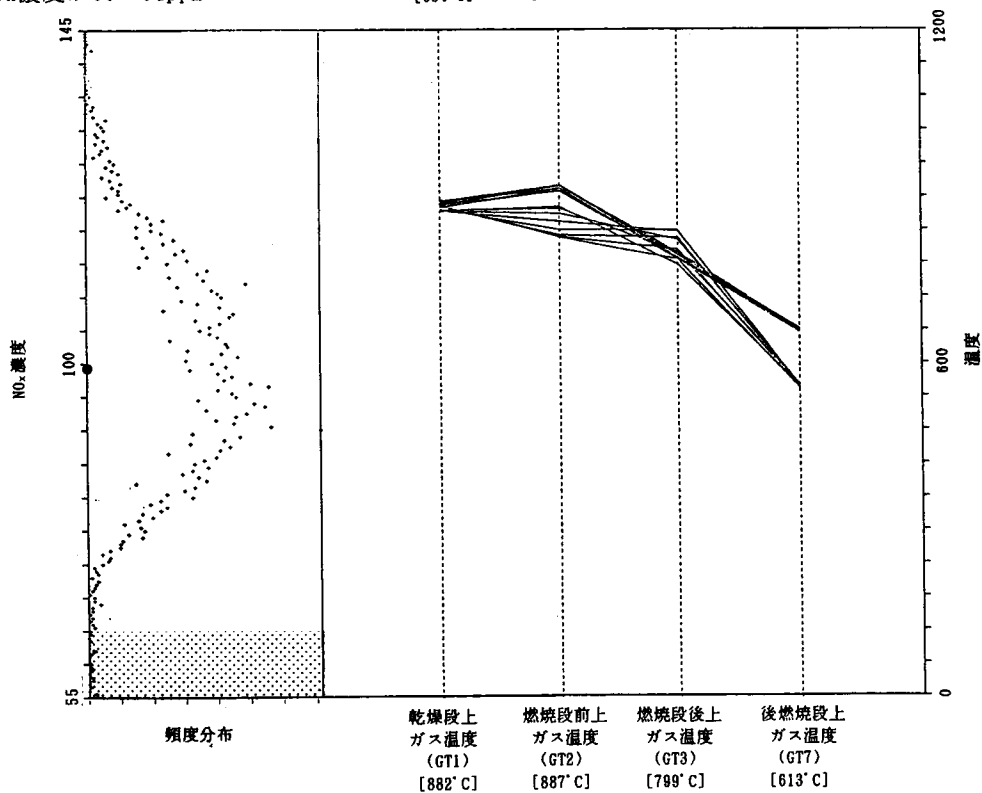


図4.10 NO<sub>x</sub>濃度の頻度分布と炉温分布の関係

(c) NOx濃度が73～82ppmのレンジ



(d) NOx濃度が55～64ppmのレンジ



「・」は、NOx濃度の平均値

表4.6 NOx濃度とガス温度分布の関係

(a)実験1

12X0 <sub>2</sub> 換算 NOx濃度 [NOX](ppm)	乾燥段上 ガス温度 [GT1](°C)	乾燥段前上 ガス温度 [GT2](°C)	乾燥段後上 ガス温度 [GT3](°C)	後乾燥段上 ガス温度 [GT7](°C)
総合平均値	876	875	881	535
レンジ	46 - 56	888	885	732
	56 - 64	874	874	713
	64 - 73	830	873	659
	73 - 81	852	878	608
	81 - 90	866	876	576
	90 - 98	884	873	533
	98 - 107	887	876	508
	107 - 115	876	875	498
	115 - 124	875	874	492
	124 - 132	867	870	492

\* ハッチングは総合平均値に最も近い部分平均値

(b)実験2

12X0 <sub>2</sub> 換算 NOx濃度 [NOX](ppm)	乾燥段上 ガス温度 [GT1](°C)	乾燥段前上 ガス温度 [GT2](°C)	乾燥段後上 ガス温度 [GT3](°C)	後乾燥段上 ガス温度 [GT7](°C)
総合平均値	901	873	873	539
レンジ	55 - 64	887	799	613
	64 - 73	899	743	606
	73 - 82	934	890	583
	82 - 91	921	890	571
	91 - 100	910	883	555
	100 - 109	893	868	533
	109 - 118	881	858	506
	118 - 127	868	842	484
	127 - 136	863	834	422
	136 - 145	882	747	354

\* ハッチングは総合平均値に最も近い部分平均値

(c)実験3

12X0 <sub>2</sub> 換算 NOx濃度 [NOX](ppm)	乾燥段上 ガス温度 [GT1](°C)	乾燥段前上 ガス温度 [GT2](°C)	乾燥段後上 ガス温度 [GT3](°C)	後乾燥段上 ガス温度 [GT7](°C)
総合平均値	958	892	716	579
レンジ	53 - 61	905	904	702
	61 - 70	984	919	719
	70 - 79	986	913	641
	79 - 88	988	895	601
	88 - 97	970	893	583
	97 - 106	957	898	570
	106 - 115	946	888	582
	115 - 124	919	883	549
	124 - 133	909	868	540
	133 - 142	872	863	513

\* ハッチングは総合平均値に最も近い部分平均値

(d)実験4

12X0 <sub>2</sub> 換算 NOx濃度 [NOX](ppm)	乾燥段上 ガス温度 [GT1](°C)	乾燥段前上 ガス温度 [GT2](°C)	乾燥段後上 ガス温度 [GT3](°C)	後乾燥段上 ガス温度 [GT7](°C)
総合平均値	919	797	539	441
レンジ	63 - 71	987	873	533
	71 - 80	960	870	522
	80 - 88	945	861	503
	88 - 96	935	825	489
	96 - 104	921	798	444
	104 - 112	909	781	421
	112 - 120	894	756	400
	120 - 128	891	743	382
	128 - 136	881	759	387
	136 - 145	853	736	360

\* ハッチングは総合平均値に最も近い部分平均値

の位置を示す有益な情報であり、ARモデルの変数としてふさわしいと考えられる。

燃えきり点を上流側に維持する運転（例えば厚吹き運転）は、ごみ供給から燃焼までの時間遅れが短くなるためストロカ送りの操作が容易であること、未燃焼分が出にくいことなどの長所があるが、NO<sub>x</sub>濃度が高くなるという欠点がある。NO<sub>x</sub>濃度を低く保つためには、燃えきり点を燃焼段の下端に維持し最小の燃焼空気量を供給する運転が良く、未燃焼ガスの生成抑制、熱灼減量の維持をも考えた制御系が必要である。

#### 4.4.4 システム解析による同定実験条件の評価

まず、主な変数としてボイラ蒸発量(STM)、NO<sub>x</sub>濃度(NO<sub>x</sub>)、後燃焼段上ガス温度(GT7)、そして表4.4のノイズの合計7変数で各実験についてARモデルのあてはめをおこなった。結果を表4.7に示す。また、各実験についてARモデルのノイズ寄与率を図4.11から図4.14に示す。これらの図から次のことがわかる。

##### ① ボイラ蒸発量について

1/3(cycle/min)より低周波では蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)からの寄与が大きく、1/10(cycle/min)付近でピークとなる。実験2の条件で、蒸発量制御ダンパノイズからの寄与が最も大きく約0.55を占める。実験1の場合は、同じ1/3(cycle/min)より低周波でFDFダンパノイズ(FDFN)からの寄与があり、FDFダンパノイズからの寄与と蒸発量制御ダンパノイズからの寄与を足し合わせた値が実験2の蒸発量制御ダンパノイズからの寄与にほぼ等しい。実験1ではFDFダンパを絞って低酸素雰囲気中で燃焼させていたため燃焼空気量が燃焼状態に直接影響し、実験2ではある程度燃焼空気を供給していたため乾燥ストロカと燃焼ストロカへの空気配分が燃焼状態に影響したと考えられる。実験2,3における蒸発量制御ダンパの寄与は、実験1,2に比べると小さい。

実験2では直流付近で後燃焼段上ガス温度(GT7)からの寄与が0.56を占める。

実験2でCDFダンパノイズ(CDFN)からの寄与が現れたのは、同定ノイズの振幅を大きくし

表4.7 解析用ARモデルあてはめの結果

実験名	ARモデル の次数	MFPE値	残差の分散値	
			ボイラ蒸発量 (STM)	12%O <sub>2</sub> 換算 NO <sub>x</sub> 濃度(NO <sub>x</sub> )
実験1	13次	0.00242	0.0522	5.60
実験2	8次	0.0134	0.0574	5.78
実験3	7次	0.00738	0.0522	7.24
実験4	7次	0.00322	0.0485	9.15

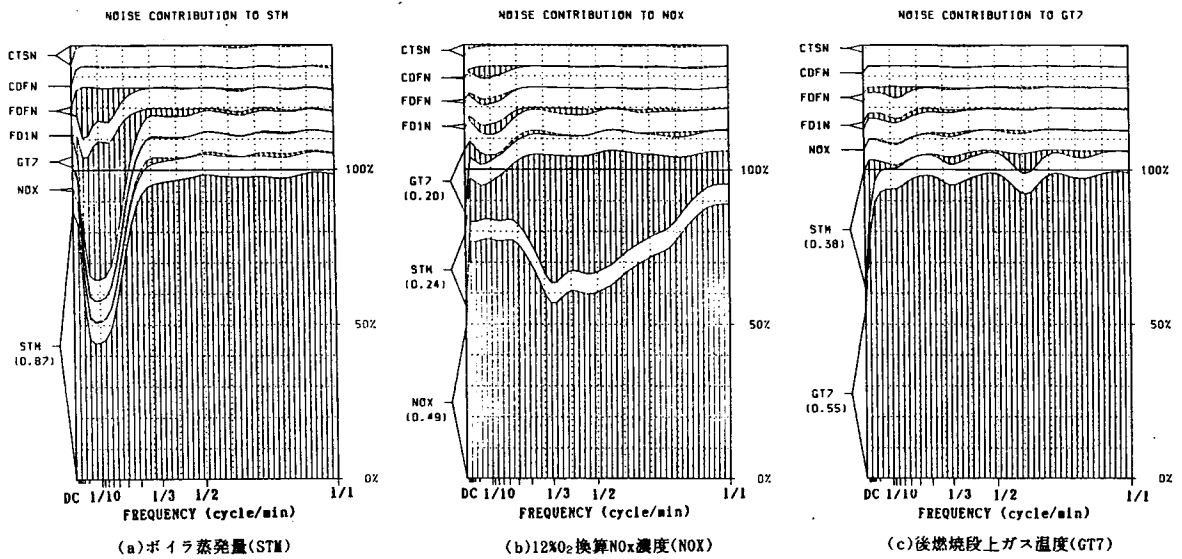


図4.11 実験1におけるノイズ寄与率

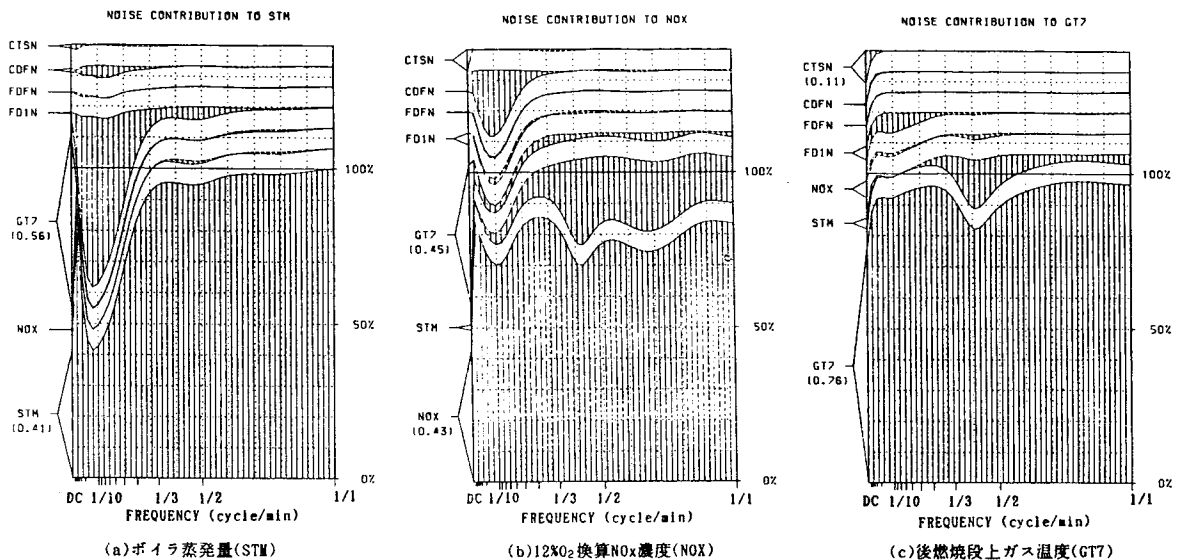


図4.12 実験2におけるノイズ寄与率

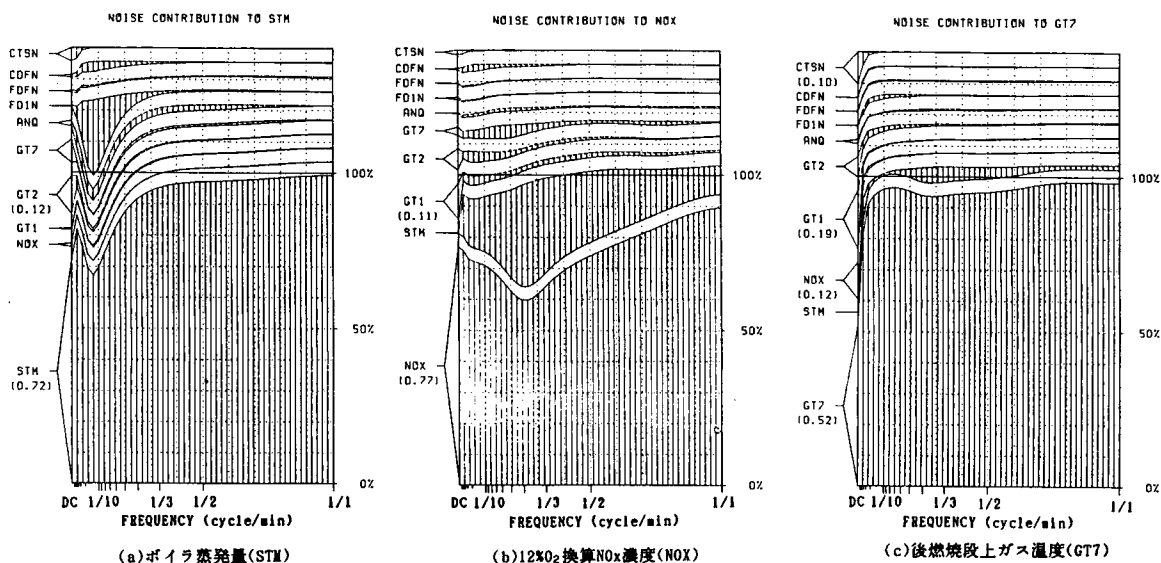


図4.13 実験3におけるノイズ寄与率

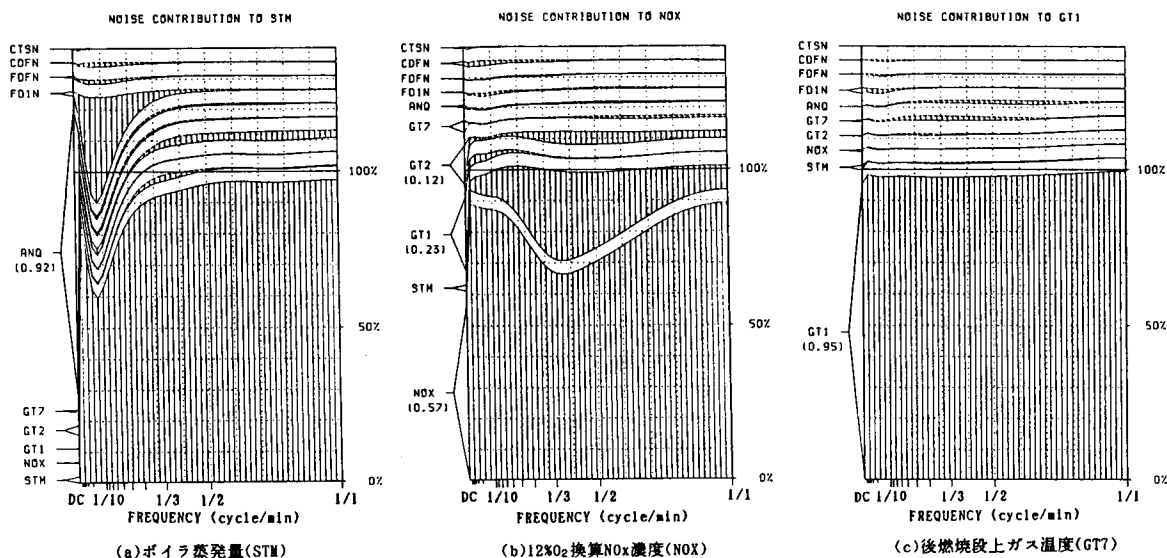


図4.14 実験4におけるノイズ寄与率

たためである。燃焼ストロカ速度ノイズ(CTSN)からの寄与は直流付近にわずかに見られるだけで、手動による同定実験に比べるといずれの実験についても小さい。

## ② NOx濃度について

実験2では1/3(cycle/min)より低周波でCDFダンパノイズの寄与があり、1/10(cycle/min)でピークとなる。直流分で後燃焼段上ガス温度からの寄与があり、前述したように燃えきり点の変動とNOx濃度の低周波成分に相関が現れたと考えられる。なお、ボイラ蒸発量からの寄与が全周波数に見られるが、これは手動実験におけるNOx濃度のノイズ寄与率と同様で、酸素濃度を介して寄与が現れたと考えられる。

## ③ 後燃焼段上ガス温度について

実験2や実験3では、燃焼ストロカ速度ノイズからの寄与が直流分で大きい。

実験1では、直流分から低周波にかけてボイラ蒸発量からの寄与がある。これは手動実験時に見られたものであり、ACCのストロカ送りにより後燃焼段へごみが落下して炎が上がることで、燃焼が活性化されてボイラ蒸発量が増えることに相関があると考えられる。

以上のノイズ寄与率の結果から、

- ① 蒸発量制御ダンパノイズからボイラ蒸発量への寄与が大きいこと、
- ② 燃焼ストロカ速度がNOx濃度や後燃焼段上ガス温度に寄与していること、
- ③ 燃焼段上ガス温度がボイラ蒸発量とNOx濃度に対して直流付近で寄与していること、
- ④ CDFダンパノイズからの寄与が1/3(cycle/min)より低周波にあること、
- ⑤ 燃焼空気を絞りすぎていないこと、

などの点で実験2の運転条件を適切と決めた。

しかし、燃焼ストロカ速度がボイラ蒸発量にほとんど寄与がない点が手動実験と異なっている。これは、同定ノイズによりストロカの低周波の励振をさせることが困難であることを示している。

また弱ACCの実験3,4では、P制御を弱め過ぎたためにACC単独での燃焼が不安定になっており、弱ACCで同定実験を行う意義を明確に示せなかった。解析では、強ACCの解析結果とあまり変わらず、蒸発量制御ダンパからの寄与が逆に小さくなって、最適な運転条件とは言えない。弱ACCの調整は、燃焼安定維持できることを確認しながら運転条件を段階的に変えて、同定実験を行う必要がある。一方で、実際にARモデル制御とACCを協調させて見ながら、調整することも検討する価値があると考えられる。

## 4.5 ACCの最適運転条件の検討ー最適制御系設計の面から

4つの同定実験をシステム解析の結果から評価すると、操作変数からのノイズ寄与率が最もはっきり現れていた実験2の条件が、都市ごみ焼却炉のモデルを作成する上での適切な条件と考えられた。ここでは、各実験で作成したモデルをベースに最適フィードバックゲイ

ンを求め、制御シミュレーションによって制御効果を評価し、最適な運転条件を選ぶこととする。

#### (1) 制御用 A R モデルのあてはめ

被制御変数として、ボイラ蒸発量 (STM)、NO<sub>x</sub>濃度 (NOX)、後燃焼段上ガス温度 (GT7)、操作変数として燃焼空気ダンパノイズ (FD1N)、FDFダンパノイズ (FDFN)、CDFダンパノイズ (CDFN)、燃焼ストロカ速度ノイズ (CTSN) の合計 7 変数で制御用の A R モデルを作成した。あてはめの結果、表 4.8 に示すモデルとなった。

モデルあてはめ時にモデル次数を最大 20 まで計算したところ、実験 3 と実験 4 は実験 1 や実験 2 と比べると次数が長くなる傾向が見られた。また、実験 3 では 5 次に、実験 4 では 7 次に FPEC の最初の極小値があり、モデル次数が変わっても FPEC 値がほとんど変わらないことから両方のモデルを用意し、次数の長い方のモデルにダッシュをつけた。

#### (2) 最適フィードバックゲインの計算

それぞれの制御用 A R モデルから最適フィードバックゲインを計算した。このとき、操作変数の重みを自動的に変えて DP 計算と制御シミュレーションを繰り返し、操作変数の分散値が指定した値 (操作変数の許容分散値) となるフィードバックゲインを計算した。また、被制御変数の重みの大きさを変えることにより、ボイラ蒸発量と NO<sub>x</sub>濃度の制御のバランス変えて計算した。なお、DP ステージは 20 とした。

##### ① 実験 1 (model1) について

同定実験の操作変数の分散を許容分散値とした。そして、まず被制御変数の重みを、A R モデルあてはめ時のそれぞれの残差分散値の逆数として計算した。結果を表 4.9 の (計算 a) に示す。ボイラ蒸発量の分散が  $0.427(\text{ton/hr})^2$  かつ NO<sub>x</sub>濃度の分散が  $110\text{ppm}^2$  となるゲインが得られた。ボイラ蒸発量の制御効果が良いため、次にボイラ蒸発量の重みを固定して NO<sub>x</sub>濃度の重みを 2 倍に変えて再び計算した (計算 b)。結果は NO<sub>x</sub>濃度の分散値は  $95.9\text{ppm}^2$  に減少し、逆にボイラ蒸発量の分散は  $0.499(\text{ton/hr})^2$  に上昇することになり、制御のバランスがわずかに変わった。以上のようにして NO<sub>x</sub>濃度の重みを 4、8、16、32、1,000、10,000、100,000 倍に増やすと、NO<sub>x</sub>濃度の分散は約  $79\text{ppm}^2$  に収束した。これは通常 A C C 運転での NO<sub>x</sub>濃度分散値の約半分に相当する。また、ボイラ蒸発量は約  $0.88(\text{ton/hr})^2$  に収束し、これも通常運転の分散よりも低い値を示している。

表 4.8 制御用 A R モデルあてはめの結果

実験名	モデル名	A R モデル の次数	FPEC 値
実験 1	model1	7 次	4.750
実験 2	model2	9 次	2.306
実験 3	model3	7 次	3.754
	model3'	18 次	3.713
実験 4	model4	5 次	2.762
	model4'	17 次	2.751



表4.9 実験1(model1)のゲイン計算

計算名	状態変数の分散値			
	NO <sub>x</sub> 濃度の重み逆数 $Q_1$ (NO <sub>x</sub> )	NO <sub>x</sub> 濃度 (NO <sub>x</sub> )	ボイラ蒸発量 (STM)	後燃焼段上ガス温度 (GT7)
(a)	$\sigma^2$	110.	0.427	2590
(b)	$\sigma^2/2$	95.9	0.499	1940
(c)	$\sigma^2/4$	87.5	0.578	1610
(d)	$\sigma^2/8$	84.1	0.668	1370
(e)	$\sigma^2/16$	82.1	0.743	1260
(f)	$\sigma^2/32$	80.7	0.795	1200
(g)	$\sigma^2/100$	—	—	—
(h)	$\sigma^2/1000$	79.2	0.876	1140
(i)	$\sigma^2/10000$	79.1	0.885	1140
(j)	$\sigma^2/100000$	79.3	0.886	1140
単位		ppm <sup>2</sup>	(ton/hr) <sup>2</sup>	°C <sup>2</sup>

\*  $\sigma^2$ は、ARモデルはではめ時のNO<sub>x</sub>濃度における残差の分散  
 ‘—’は計算省略部分

結果

- ①最速 NO<sub>x</sub>の分散 79~80 (ACC作動時の約1/2倍)  
 STMの分散 0.8~0.9  
 ②適当 NO<sub>x</sub>の分散 84~87 (ACC作動時の1/1.8~1/1.9倍)  
 STMの分散 0.58~0.67  
 ただし、最速 … NO<sub>x</sub>のみに注目する場合  
 適当 … STMの分散をACC作動時相当にする場合

表4.10 実験2(model2)のゲイン計算

計算名	状態変数の分散値			
	NO <sub>x</sub> 濃度の重み逆数 $Q_1$ (NO <sub>x</sub> )	NO <sub>x</sub> 濃度 (NO <sub>x</sub> )	ボイラ蒸発量 (STM)	後燃焼段上ガス温度 (GT7)
(a)	$\sigma^2$	98.9	0.289	2000
(b)	$\sigma^2/2$	85.9	0.313	1590
(c)	$\sigma^2/4$	77.6	0.368	1320
(d)	$\sigma^2/8$	73.7	0.495	1280
(e)	$\sigma^2/16$	72.4	0.472	1220
(f)	$\sigma^2/32$	70.9	0.503	1170
(g)	$\sigma^2/100$	—	—	—
(h)	$\sigma^2/1000$	71.5	0.531	1170
(i)	$\sigma^2/10000$	72.9	0.530	1210
(j)	$\sigma^2/100000$	71.5	0.538	1180
単位		ppm <sup>2</sup>	(ton/hr) <sup>2</sup>	°C <sup>2</sup>

\*  $\sigma^2$ は、ARモデルはではめ時のNO<sub>x</sub>濃度における残差の分散  
 ‘—’は計算省略部分

結果

- ①最速 NO<sub>x</sub>の分散 71~72 (ACC作動時の1/2.4倍)  
 STMの分散 0.5~0.3  
 ②適当 NO<sub>x</sub>のみに注目する場合  
 ただし、最速 … NO<sub>x</sub>のみに注目する場合  
 適当 … STMの分散をACC作動時相当にする場合

表 4. 11 実験3(model3)のゲイン計算

計算名	状態変数の分散値			
	NO <sub>x</sub> 濃度の重み逆数 Q <sub>i</sub> (NO <sub>x</sub> )	NO <sub>x</sub> 濃度 (NO <sub>x</sub> )	ボイラ 蒸発量 (STM)	後燃焼段上 ガス温度 (GT7)
(a)	$\sigma^2$	169.	.571	7740
(b)	$\sigma^2/2$	—	—	—
(c)	$\sigma^2/4$	142.	.984	5030
(d)	$\sigma^2/8$	—	—	—
(e)	$\sigma^2/16$	130.	2.57	1880
(f)	$\sigma^2/32$	131.	2.57	1560
(g)	$\sigma^2/100$	—	—	—
(h)	$\sigma^2/1000$	131.	2.96	1280
(i)	$\sigma^2/10000$	131.	3.02	1250
(j)	$\sigma^2/100000$	131.	2980	1260
単位		ppm <sup>2</sup>	(ton/hr) <sup>2</sup>	°C <sup>2</sup>

\*  $\sigma^2$ は、A Rモデルはてはめ時のNO<sub>x</sub>濃度における残差の分散

‘—’は計算省略部分

結果

①最通 NO<sub>x</sub>の分散 130 (ACC作動時の1/1.23倍)

STMの分散 2.5~3.0

②適当 STMがACC作動時ぐらいいに相当し

NO<sub>x</sub>の低下が見られるような条件はない

ただし、最通 … NO<sub>x</sub>のみに注目する場合

適当 … STMの分散をACC作動時相当にする場合

表 4. 12 実験3(model3')のゲイン計算

計算名	状態変数の分散値			
	NO <sub>x</sub> 濃度の重み逆数 Q <sub>i</sub> (NO <sub>x</sub> )	NO <sub>x</sub> 濃度 (NO <sub>x</sub> )	ボイラ 蒸発量 (STM)	後燃焼段上 ガス温度 (GT7)
(a)	$\sigma^2$	166.	.530	4720
(b)	$\sigma^2/2$	—	—	—
(c)	$\sigma^2/4$	134.	.905	2010
(d)	$\sigma^2/8$	—	—	—
(e)	$\sigma^2/16$	119.	1.50	1380
(f)	$\sigma^2/32$	118.	1.87	1380
(g)	$\sigma^2/100$	—	—	—
(h)	$\sigma^2/1000$	118.	1.80	1390
(i)	$\sigma^2/10000$	—	—	—
(j)	$\sigma^2/100000$	—	—	—
単位		ppm <sup>2</sup>	(ton/hr) <sup>2</sup>	°C <sup>2</sup>

\*  $\sigma^2$ は、A Rモデルはてはめ時のNO<sub>x</sub>濃度における残差の分散

‘—’は計算省略部分

結果

①最通 NO<sub>x</sub>の分散 117~119

STMの分散 1.5~1.8

②適当 なし

NO<sub>x</sub>のみに注目する場合

ただし、最通 … STMの分散をACC作動時相当にする場合

適当 … STMの分散をACC作動時相当にする場合

表4.13 実験4(model4)のゲイン計算

計算名	状態変数の分散値			
	NO <sub>x</sub> 濃度の重み逆数 Q <sub>1</sub> (NO <sub>x</sub> )	NO <sub>x</sub> 濃度 (NO <sub>x</sub> )	ボイラ燃炭量 (STM)	後燃焼段上 ガス温度 (GT7)
(a)	$\sigma^2$	112.	.872	3030
(b)	$\sigma^2/2$	—	—	—
(c)	$\sigma^2/4$	91.1	1.01	1500
(d)	$\sigma^2/8$	—	—	—
(e)	$\sigma^2/16$	82.4	1.23	998.
(f)	$\sigma^2/32$	81.4	1.28	946.
(g)	$\sigma^2/100$	—	—	—
(h)	$\sigma^2/1000$	82.4	1.29	981.
(i)	$\sigma^2/10000$	—	—	—
	単位	ppm <sup>2</sup>	(ton/hr) <sup>2</sup>	°C <sup>2</sup>

\*  $\sigma^2$ は、A Rモデルはてはめ時のNO<sub>x</sub>濃度における残差の分散  
 ‘—’は計算省略部分

結果

①最通 NO<sub>x</sub>の分散 81~82

STMの分散 1.28

②適当 STMの分散が大きいためなし

ただし、最通 … NO<sub>x</sub>のみに注目する場合

適当 … STMの分散をACC作動時相当にする場合

表4.14 実験4(model4')のゲイン計算

計算名	状態変数の分散値			
	NO <sub>x</sub> 濃度の重み逆数 Q <sub>1</sub> (NO <sub>x</sub> )	NO <sub>x</sub> 濃度 (NO <sub>x</sub> )	ボイラ燃炭量 (STM)	後燃焼段上 ガス温度 (GT7)
(a)	$\sigma^2$	108.	.925	3860
(b)	$\sigma^2/2$	—	—	—
(c)	$\sigma^2/4$	83.7	1.04	2400
(d)	$\sigma^2/8$	—	—	—
(e)	$\sigma^2/16$	78.1	1.18	1900
(f)	$\sigma^2/32$	76.5	1.22	1790
(g)	$\sigma^2/100$	—	—	—
(h)	$\sigma^2/1000$	77.1	1.27	1740
(i)	$\sigma^2/10000$	—	—	—
	単位	ppm <sup>2</sup>	(ton/hr) <sup>2</sup>	°C <sup>2</sup>

\*  $\sigma^2$ は、A Rモデルはてはめ時のNO<sub>x</sub>濃度における残差の分散  
 ‘—’は計算省略部分

結果

①最通 NO<sub>x</sub>の分散 76~78

STMの分散 1.2

②適当 なし

## ② 実験2(model2)について

まず被制御変数の重みを、ARモデルあてはめ時の残差分散値の逆数として計算した。結果を表4.10の(計算a)に示す。ボイラ蒸発量の分散が $0.269(\text{ton/hr})^2$  かつNOx濃度の分散が $96.9\text{ppm}^2$  となるゲインが得られた。ボイラ蒸発量の分散値が非常に良いので、①と同様にNOx濃度の重みを大きくして計算した。その結果、ボイラ蒸発量とNOx濃度の分散はそれぞれ約 $0.53(\text{ton/hr})^2$ 、約 $72\text{ppm}^2$  に収束した。NOx濃度の分散は通常ACC作動時の1/2.4倍にあたる。①と比べるとボイラ蒸発量、NOx濃度ともに制御効果の高いゲインが得られた。

## ③ 実験3(model3,model3')について

まず、次数が5次のモデル(model3)について、計算の結果を表4.11に示す。ボイラ蒸発量の分散が $0.57(\text{ton/hr})^2$  かつNOx濃度の分散が $169\text{ppm}^2$  から初め、NOx濃度の重みを大きくしたが、NOx濃度の分散は $131\text{ppm}^2$ より下がることはなかった。ボイラ蒸発量の分散が通常ACC作動時の分散と同等となる時に、NOx濃度の分散は大きい。

次に、次数が18次のモデル(model3')について計算した結果を表4.12に示す。ボイラ蒸発量の分散は約 $1.8(\text{ton/hr})^2$ に、NOx濃度の分散は約 $117\text{ppm}^2$  に収束した。5次のモデルの場合に比べて少し改善されているが、①や②に比べると制御効果が小さい。

## ④ 実験4(model4,model4')について

まず、次数が7次のモデル(model4)について、計算の結果を表4.13に示す。ボイラ蒸発量の分散が $0.872(\text{ton/hr})^2$  かつNOx濃度の分散が $112\text{ppm}^2$  から始め、NOx濃度の重みを大きくして計算したところ、ボイラ蒸発量の分散は約 $1.3(\text{ton/hr})^2$ 、NOx濃度の分散は約 $82\text{ppm}^2$  に収束した。(表4.14)③に比べると制御効果は良くなっている。

次に、次数が17次のモデル(model4')について同様の計算を行ったところ、NOx濃度の分散が改善され、 $77\text{ppm}^2$  に収束するようになった。

以上のゲインの計算結果から、操作変数から被制御変数への寄与が最も大きかった実験2が、ボイラ蒸発量とNOx濃度の分散をバランス良く制御できることがわかった。また、弱ACCの場合の計算結果から、モデル次数の長いモデルの方が制御効果が高く、また実験3より実験4の方が制御効果が高いことがわかった。

以上、各同定実験ごとに作成したモデルから最適フィードバックゲインを計算し、最適制御シミュレーションによりボイラ蒸発量とNOx濃度の制御効果を比較したが、システム解析の面から最適と判断した実験2の条件が、制御の面においても最適と判断された。操作変数から被制御変数への寄与が最も大きく現れる条件が制御においても有利な条件と考えられ、同定実験の善し悪しが制御効果に大きく影響してくる。

## 4.6 さいごに

本章では、同定実験のしやすさや制御時の信頼性向上のためにACCとARモデル制御

の協調制御系を検討した。協調させるために必要なACCの運転条件を模索するため、4つの運転パターンを設定して同定実験を行い、作成されたARモデルによるシステム解析と制御シミュレーションの両面から評価した。その結果、通常ACCにおける低酸素条件（実験2）が適当な条件であると判断した。

ACCを弱めた条件でも同定実験を行ったが、P制御を弱めI制御を強くし過ぎるとACC自身が不安定となり、本実験では最適な運転条件とはならなかった。しかし、ACCの調整に時間をかけるとともに、一方で実際に協調制御を働かせながら、ACCを調整してゆくことが必要であると考えられる。

また、本同定実験においてNOx濃度とストーカ上ガス温度分布の関係が明かとなり、後燃焼段ガス温度をモデル変数にすることで、燃えきり点の位置を情報として取り込むようにした。

## 第5章 ACC+ARモデル協調制御 による制御実験

## 第5章 ACC + ARモデル協調制御による制御実験

### 5.1 はじめに

ARモデル制御は予測的制御と多変数制御が可能であり、NOx濃度、ボイラ蒸発量、炉温などの同時制御に適していると考えられる。第4章では、同定実験時の作業負担軽減や制御における信頼性の観点から、ACCとARモデル制御の協調制御系を検討した。そして、同定実験では4種類の運転条件を設定し、その中から①ボイラ蒸発量とNOx濃度に対して操作変数からの寄与が大きいこと、②制御シミュレーションにおいて両被制御変数の制御効果が高いこと、の2条件を満たす運転方法を見出した。本章では、その運転条件の下で実プラントにおける制御実験を試みる。

まず、本章前半ではA都市ごみ焼却炉における制御実験について述べる。制御実験の結果から、制御の協調性が損なわれる理由としてACCのごみ送り制御の問題とダンパの非線形性の問題のあることが明かとなり、ACCとARモデル制御の協調関係を再構成することで解決を図っている。

次に、本章後半ではB都市ごみ焼却炉における制御実験について述べる。ACC + ARモデル協調制御の実用化を目指し、3日にわたる連続制御実験をおこなっている。実験中に負荷設定を変更したり、水分を多く含んだごみを投入することによって制御系の応答と安定性を調べ、さらにARモデル制御のNOx濃度制御が安定燃焼に寄与していることを確認する。また、焼却炉が変わっても対象ごとにARモデルを作成すればACC + ARモデル協調制御が実現できること、操作変数と操作量とに線形性が高いときには制御性が向上することなどについても考察する。

### 5.2 都市ごみ焼却炉におけるボイラ蒸発量とNOx濃度の同時制御(1)

表5.1 同定実験(実験2)の運転条件

第4章では、協調制御を実現するために必要な運転条件をシステム解析と制御シミュレーションの両面から検討し、実験2の条件が良いと判断した。実験2の条件を再び表5.1に掲げる。そこで、この運転条件で再び同定実験、ARモデルの作成、システム解析、制御系の設計を行い、最後に実炉における制御実験を試みた。制御実験のために再び同定実験を行う理由は、実験の時期が異なるとシステムの状態が変化し、それに従いモデルも変わる可能性があると考えたからである。

実験時の燃焼状態に合わせて次の2点を変更した。

①炉冷却用空気の吹き込みはNOx濃度の上昇につながることから、炉冷却空気量の定常値は小さく、同定ノ

		実験2
実 験 条 件	焼却負荷	中負荷(75%) (16.5ton/hr)
	酸素濃度	低酸素2 (10~12%)
	ACC	通 常
	備 考	空気量を少し絞り、乾燥・燃燃用の配分を少なくし、後燃焼用を多くする

イズは必要に応じて大きくとった。②実験開始時に雨の影響でゴミ質が悪くなっており、A C Cが不安定となっていたことから、空気量総量(FDF)を増やした。

A Rモデル作成に関しては、実験2のモデルと同様に、後燃焼段上ガス温度(GT7)を参考変数とした。前章で述べたように、後燃焼段上ガス温度は燃えきり点の影響を受けてNOx濃度と負の相関があるため、NOx濃度の制御や熱灼減量の維持に必要な変数である。同時に、①後燃焼段上ガス温度は炉温全体の影響も受けていること、②平均温度が400～500℃であるため測定精度が高いこと、などもモデル変数として採用する理由である。

実験装置の変更点は次のようである。通常は、燃焼段と後燃焼段の境付近の光量信号を取り込み、燃えきり点が一定となるように燃焼ストーカの速度を調整する燃え切り点制御を行っているが、本実験では光量センサーの信号の代わりに後燃焼段上ガス温度の信号を使用した。

同定実験は低負荷条件(A1)と高負荷条件(A2、B1)の3実験とした。

### 5.2.1 低負荷実験（低負荷A1）

#### (1)同定実験

制御系のブロックダイアグラムを図5.1に示す。同定ノイズの種類・作成方法および入れ方は、第4章の実験2の方法とはほぼ同じである。振幅は負荷に応じて変え、また現場におけ

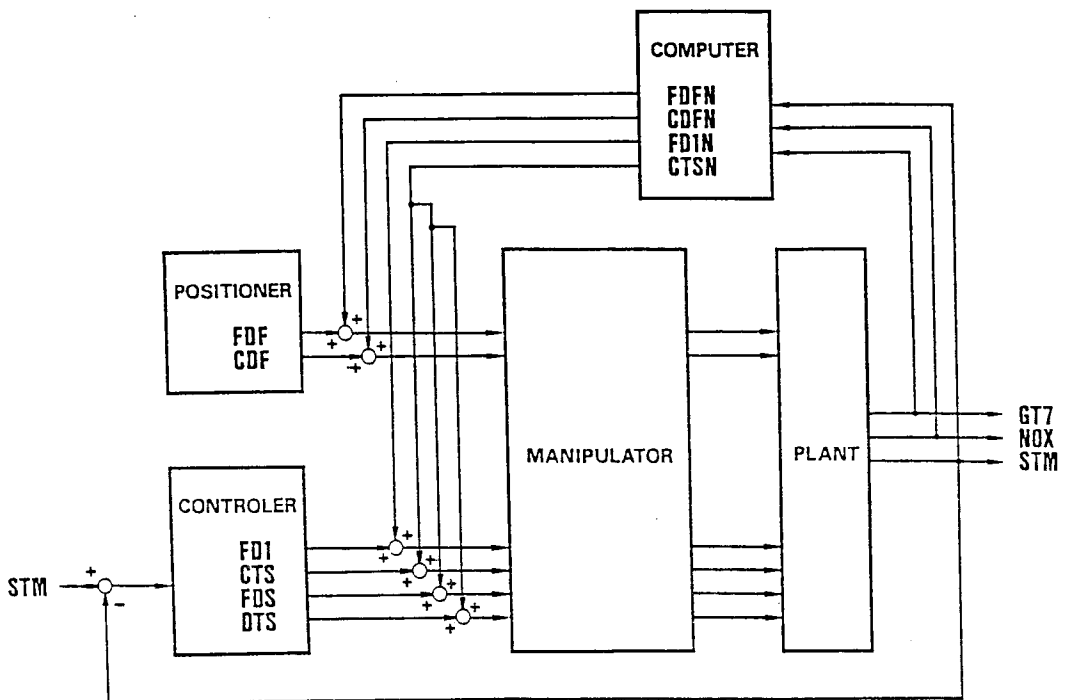


図5.1 同定または制御実験のブロックダイアグラム（低負荷A1、高負荷A2）



るステップ応答実験で調整した。プラントからの信号を30秒間隔で収録し、同定ノイズを90秒間隔で出力した。ボイラ蒸発量の設定値を低負荷の13.5(ton/hr)とし、実験を3日間おこなった。

収録した主な変数の統計量を表5.2に、チャートを図5.2に示し、それらのパワースペクトルを図5.3に示す。なお図5.3は、ボイラ蒸発量の安定時と不安定時、及び全実験期間について各変数のパワースペクトルを表しており、それぞれの下図はパワースペクトルをその最大値で割り、常用対数をとってプロットしている。各変数の特徴について次に述べる。

#### ① ボイラ蒸発量について

安定した状態と不安定な状態をはっきり区別される。例えば、チャートの500から1800ステップは安定、1800から3600ステップは不安定である。当然、安定状態では分散値が小さく ( $0.26(\text{ton/hr})^2$ )、不安定状態では分散値は大きい ( $1.15(\text{ton/hr})^2$ )。しかしACCが働いているため、不安定状態においても平均値は一定を保っている。パワースペクトルを見ると、安定状態では低周波成分が小さく、1/2.4(cycle/min)付近でACCのボイラ蒸

表5.2 低負荷同定実験(A1)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	18.4	8.33	13.3	.945
12%O <sub>2</sub> 換算NOx濃度	NOX	ppm	188.	68.5	111.	258.
酸素濃度	O2	%	18.5	5.06	13.0	1.92
乾燥段上ガス温度	GT1	°C	1070	757.	914.	2570
燃焼段前上ガス温度	GT2	°C	1020	578.	824.	9110
燃焼段後上ガス温度	GT3	°C	1020	335.	593.	23300
第一燃焼室温度	GT4	°C	919.	589.	747.	2970
第二燃焼室ガス温度	GT5	°C	693.	518.	618.	800.
ボイラ出口ガス温度	GT6	°C	289.	256.	277.	21.6
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	745.	247.	449.	14500
炉圧	PRE	mmH <sub>2</sub> O	2.32	-12.2	-3.81	4.29
燃焼空気総量	FDF	Nm <sup>3</sup> /min	395.	185.	314.	1470
炉冷却空気量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	238.	116.	174.	220.
後燃焼空気量	ANQ	Nm <sup>3</sup> /min	256.	25.7	185.	4270
蒸発量制御ダンパ開度	FD1	%	65.0	4.33	21.8	186.
FDFダンパ開度	FDP	%	65.9	49.0	53.9	45.1
CDFダンパ開度	CDP	%	31.0	29.5	30.2	0.0441
フィーダ速度	FDS	NOTCH	306.	49.3	201.	4160
乾燥ストーカ速度	DTS	NOTCH	301.	43.4	164.	3720
燃焼ストーカ速度	CTS	NOTCH	309.	78.9	154.	3080
蒸発量制御ダンパ開度ノイズ	FD1N	%	7.02	-9.77	-0.717	3.11
FDFダンパ開度ノイズ	FDFN	%	16.0	-10.1	0.599	8.29
CDFダンパ開度ノイズ	CDFN	%	19.8	-20.3	1.56	29.2
フィーダ速度ノイズ	FDSN	NOTCH	59.6	-64.9	-1.37	396.
乾燥ストーカ速度ノイズ	DTSN	NOTCH	62.6	-83.0	-0.721	446.
燃焼ストーカ速度ノイズ	CTSN	NOTCH	61.1	-66.8	-1.25	428.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は5760データ

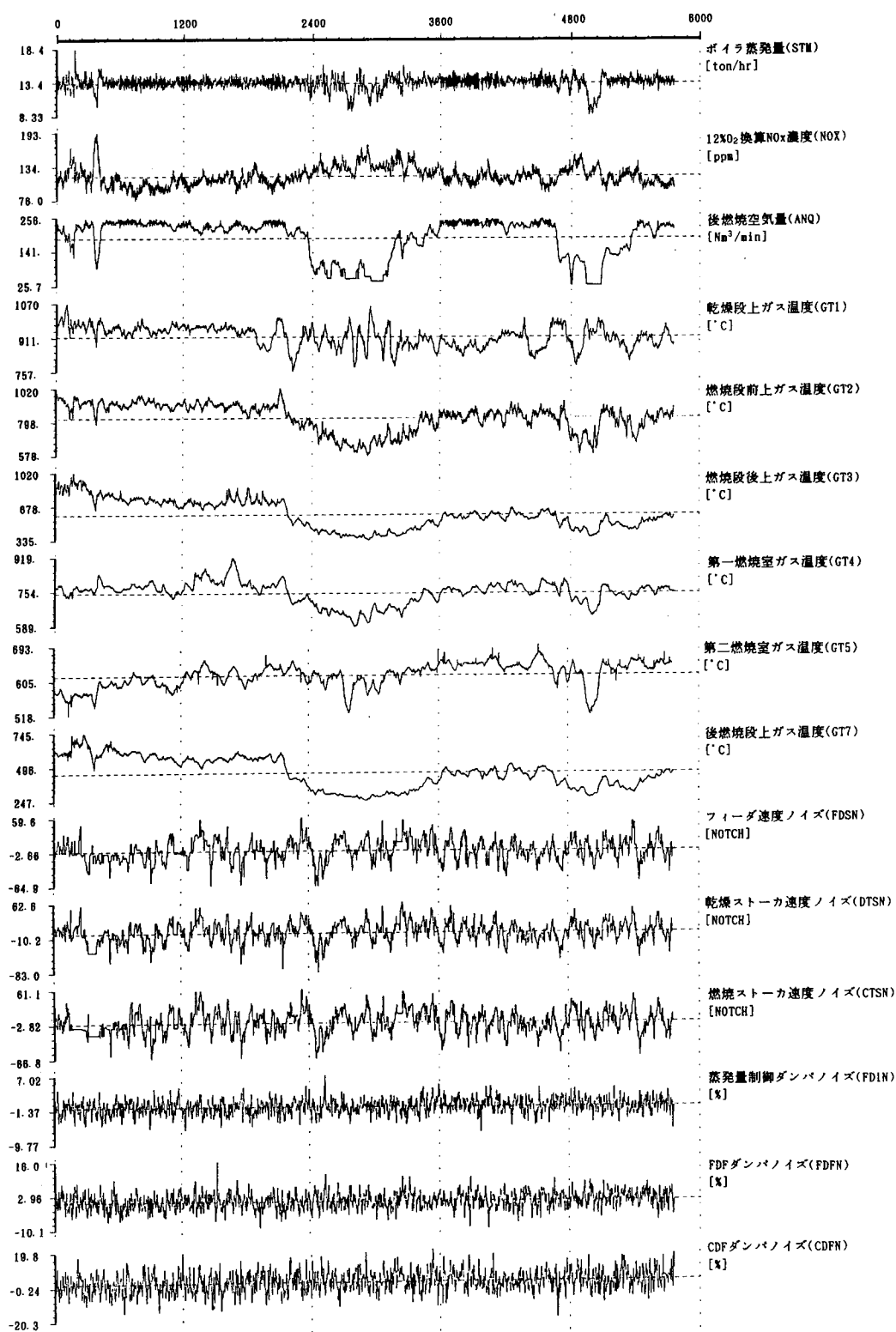
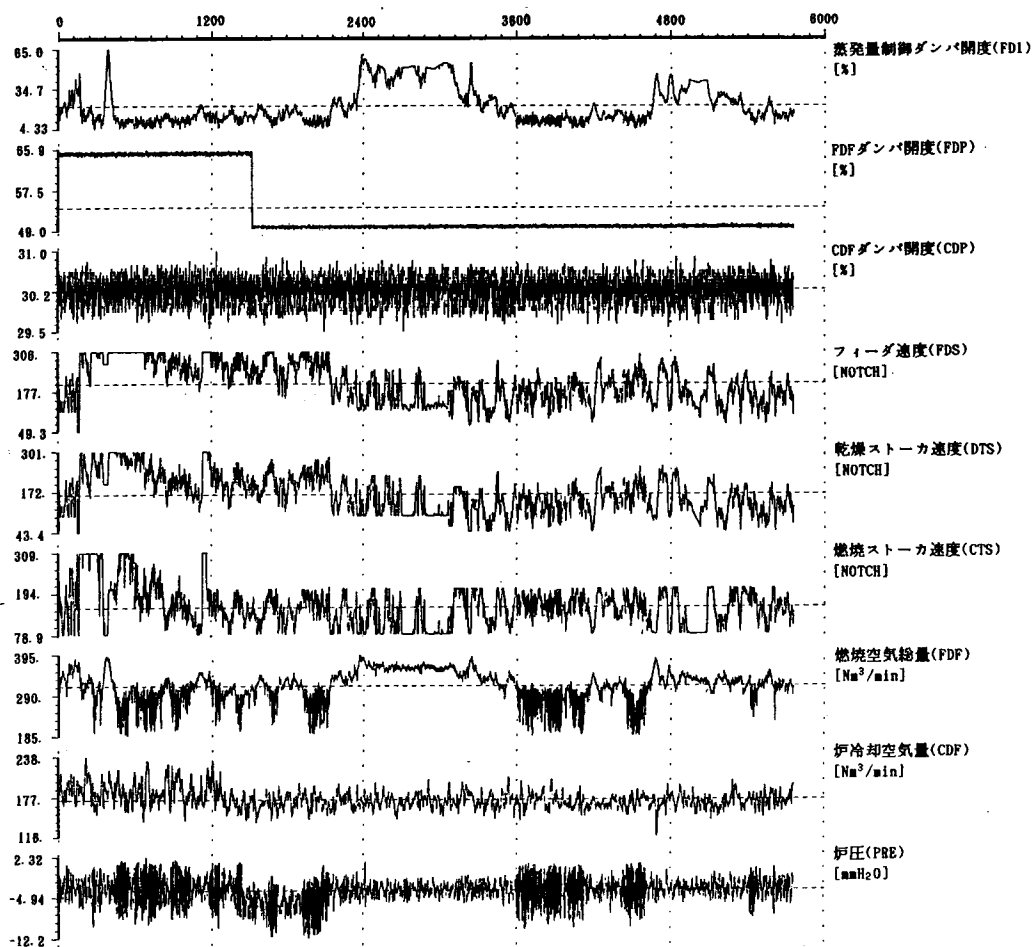


図5.2 低負荷同定実験(A1)における主な変数のチャート



発量制御周期と考えられるパワーが大きい。

## ② NO<sub>x</sub>濃度について

NO<sub>x</sub>濃度の変動は、ボイラ蒸発量が不安定時に高くなっている。その理由として、ACCがボイラ蒸発量を安定させるために、通常より多く燃焼空気量を供給したことが考えられる。ボイラ蒸発量の安定・不安定にかかわらずNO<sub>x</sub>濃度のパワースペクトルの形状に大きな変化はない。低周波成分が大きく1/2.4(cycle/min)付近にピークがある。

## ③ 空気量について

蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)、FDFダンパノイズ(FDFN)、CDFダンパノイズ(CDFN)のパワースペクトルの1/1.5(cycle/min)付近に落込みが見られる。これは、同定ノイズを90秒周期で出力している理由による。

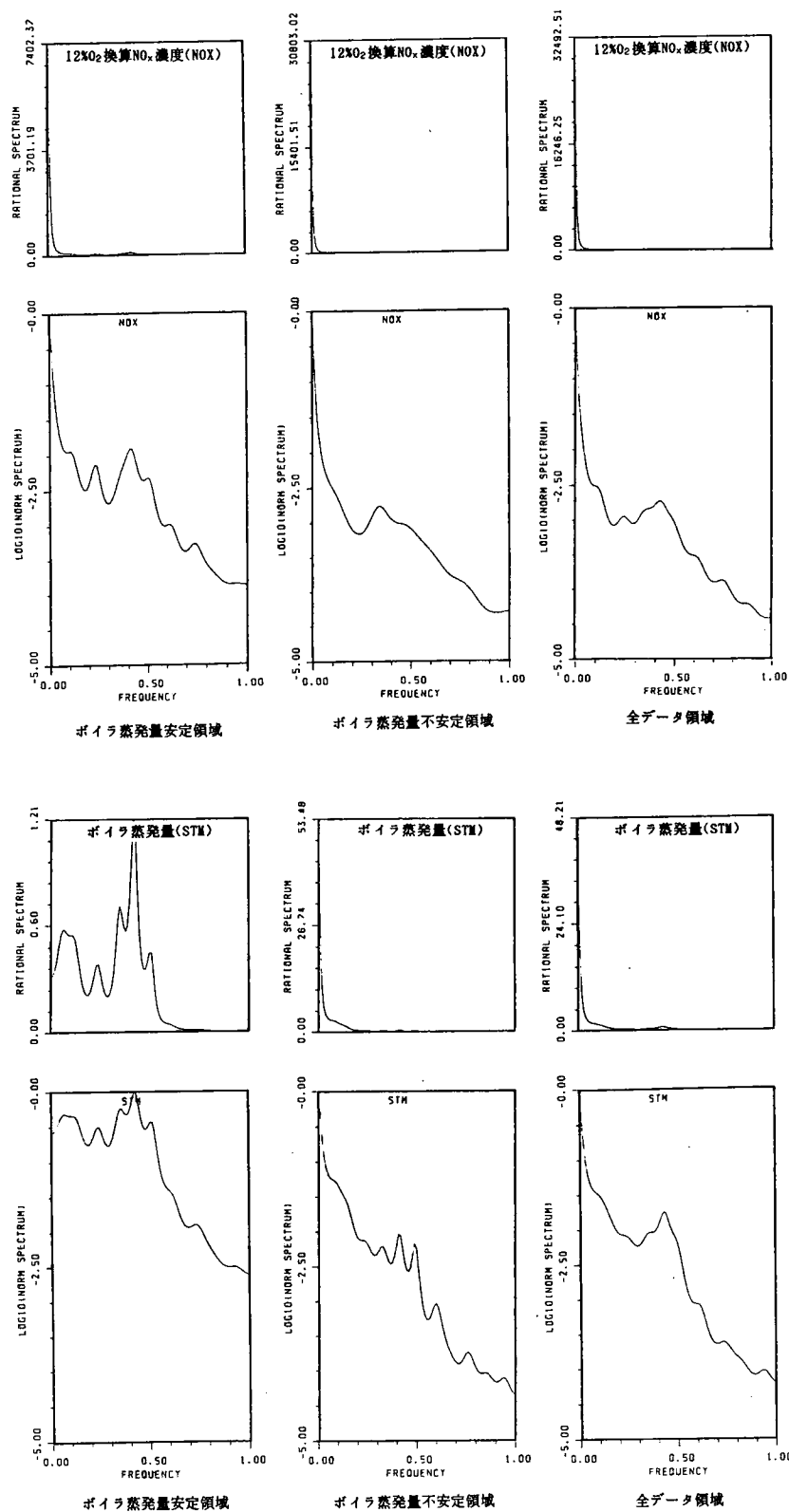
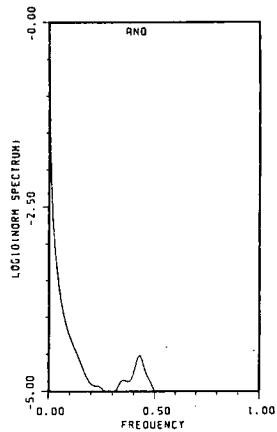
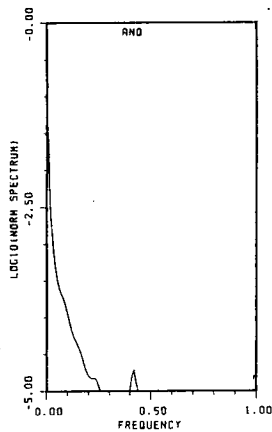
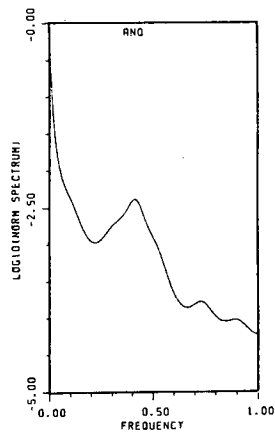
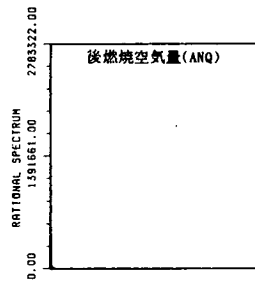
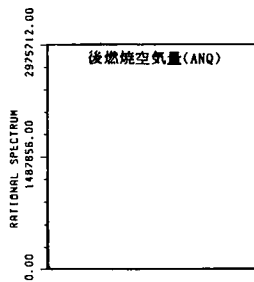
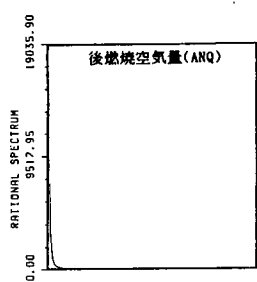


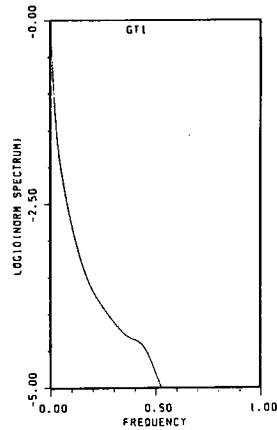
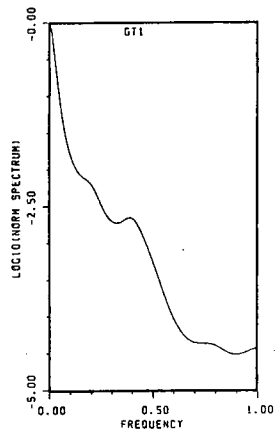
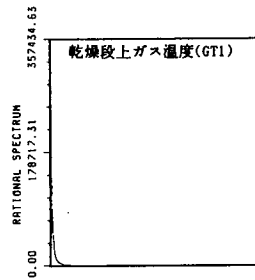
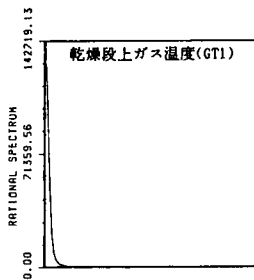
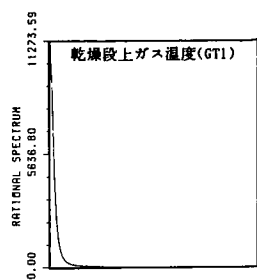
図5.3 低負荷同定実験(A1)における主な変数のパワースペクトル



ボイラ蒸発量安定領域

ボイラ蒸発量不安定領域

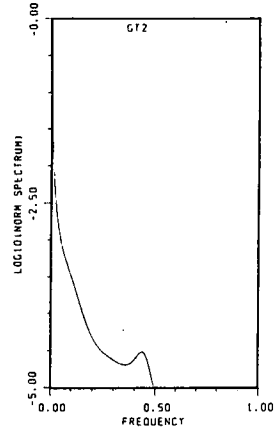
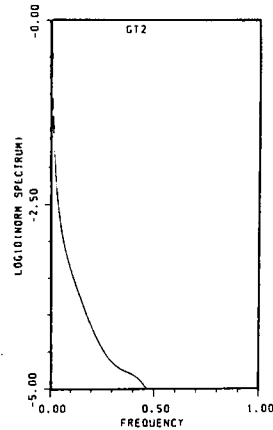
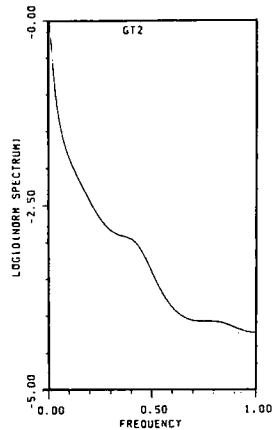
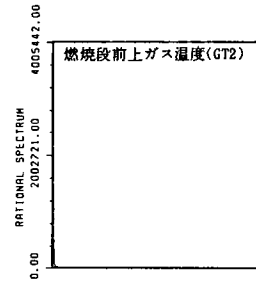
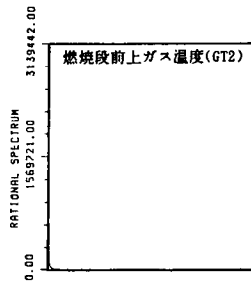
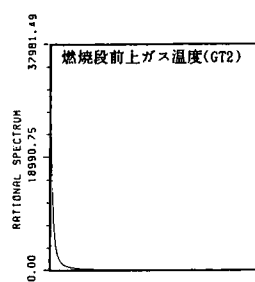
全データ領域



ボイラ蒸発量安定領域

ボイラ蒸発量不安定領域

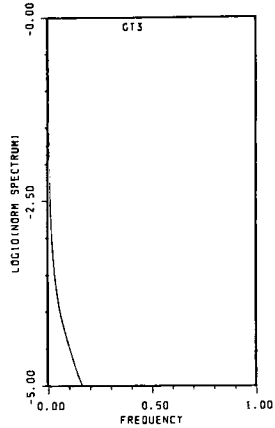
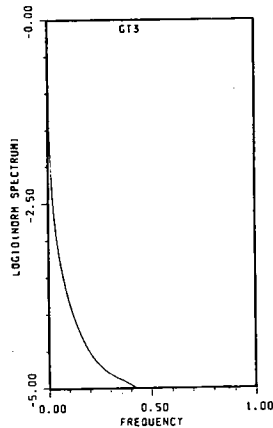
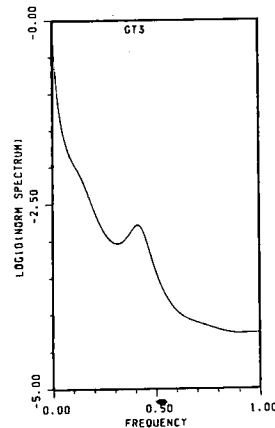
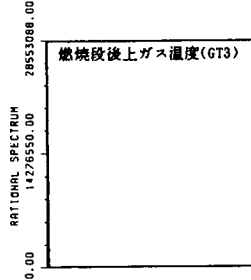
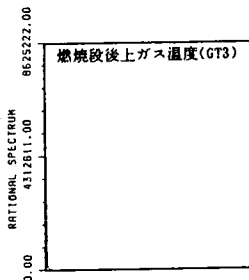
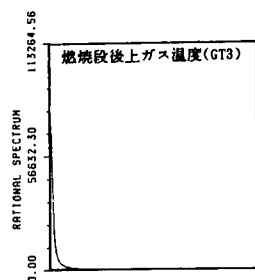
全データ領域



ボイラ蒸発量安定領域

ボイラ蒸発量不安定領域

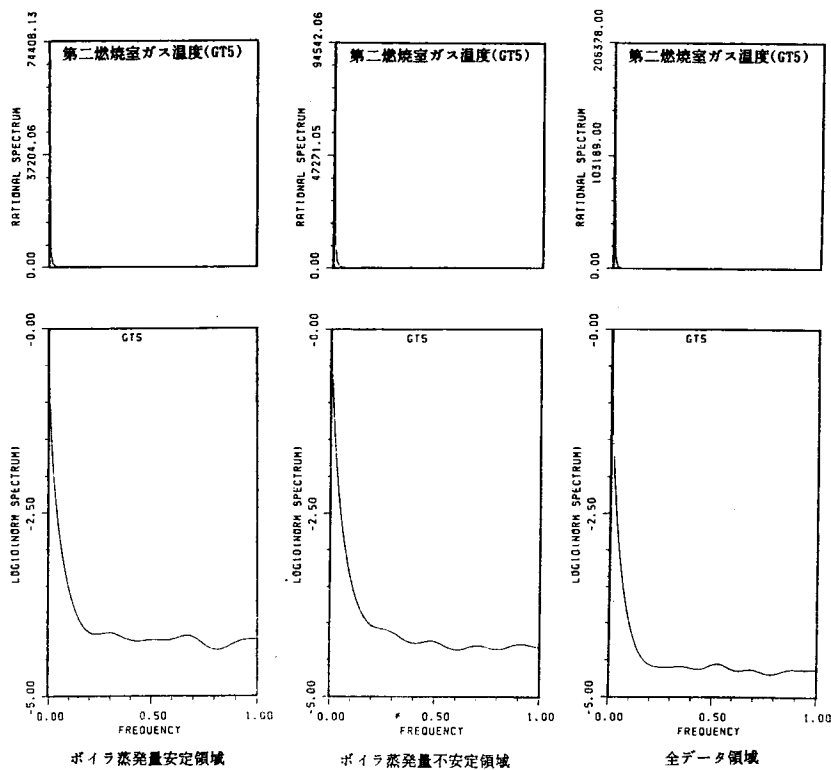
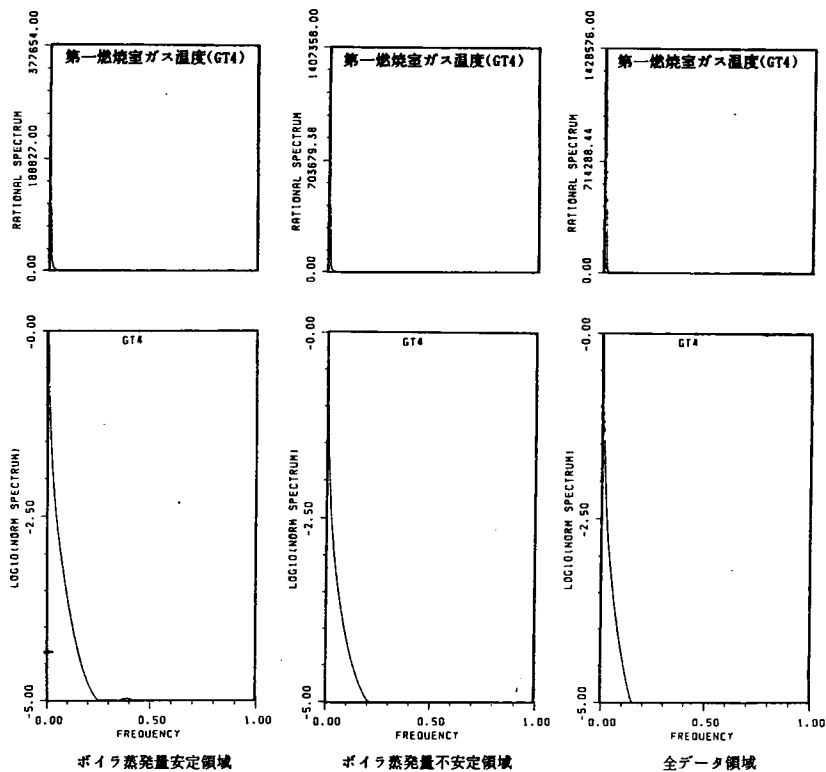
全データ領域

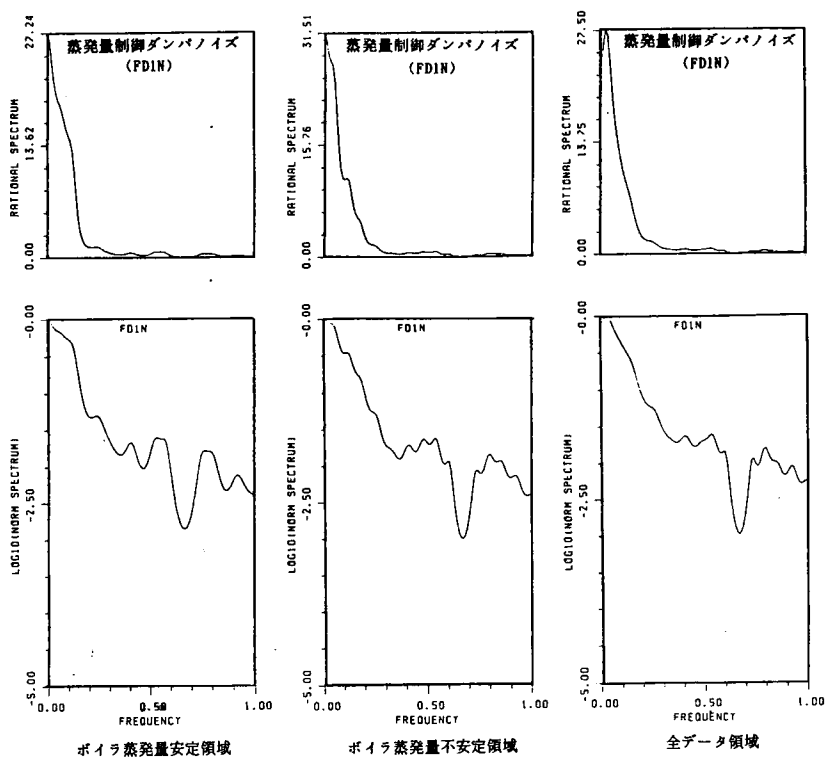
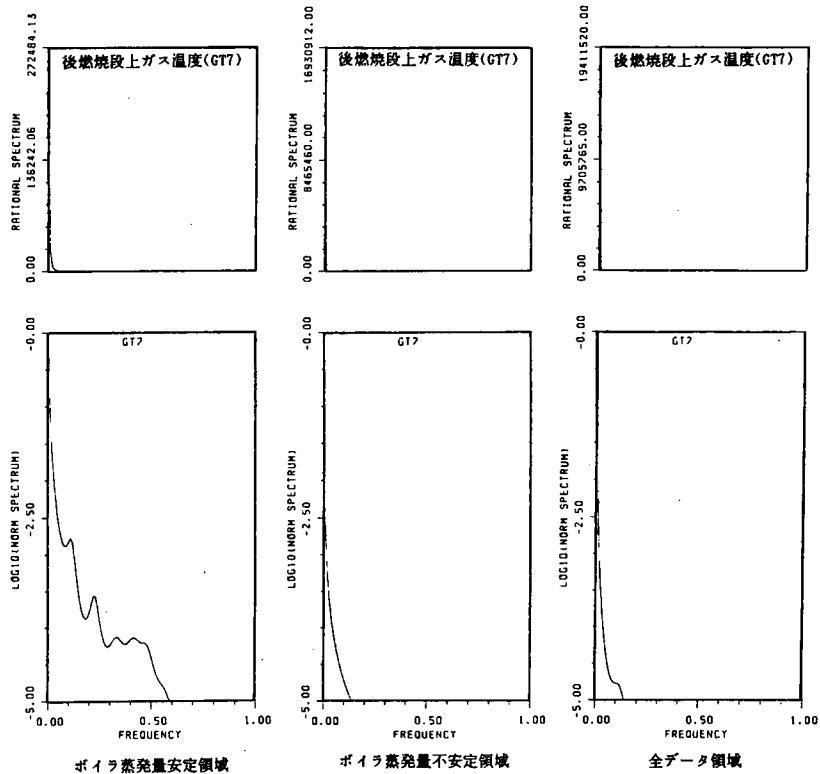


ボイラ蒸発量安定領域

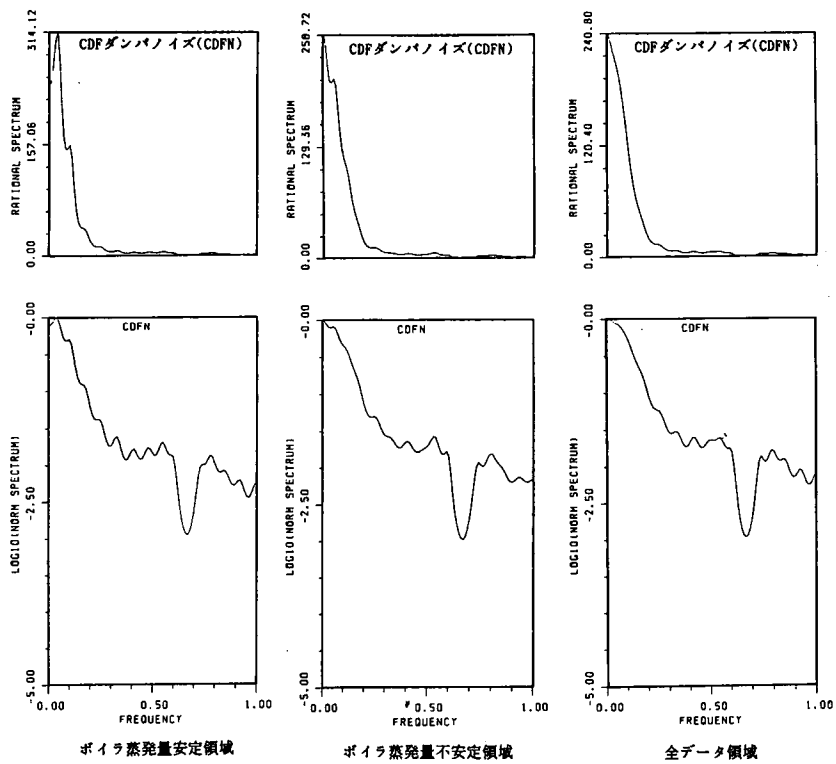
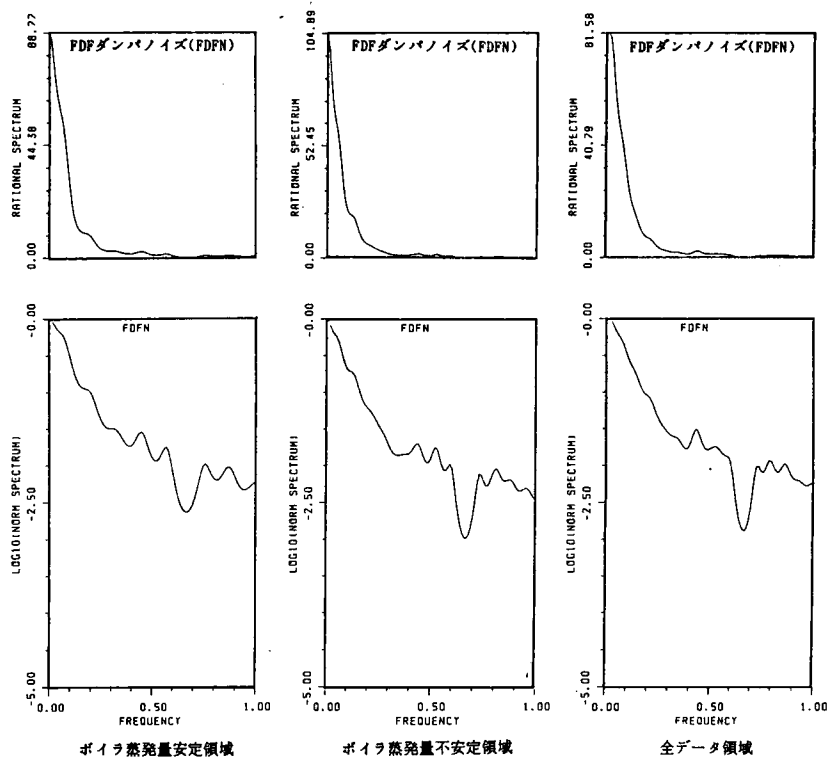
ボイラ蒸発量不安定領域

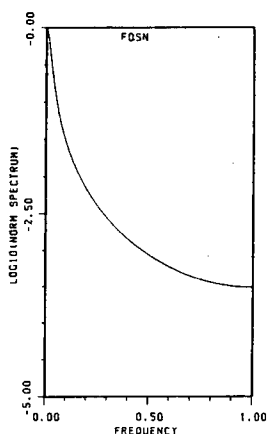
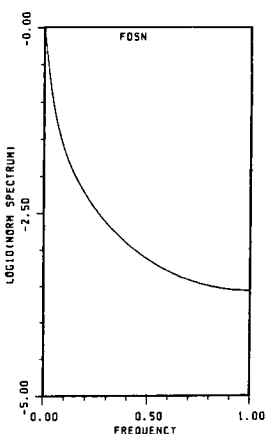
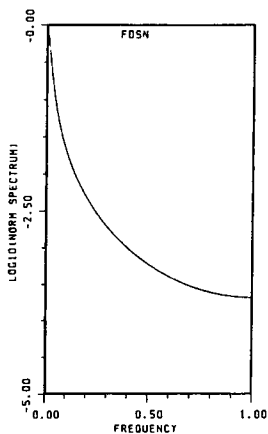
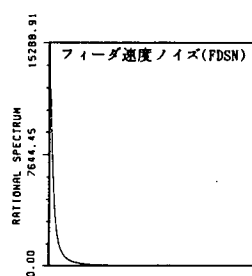
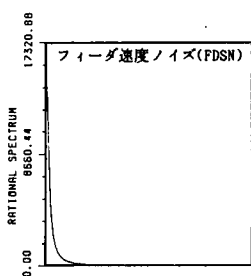
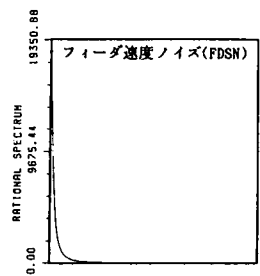
全データ領域







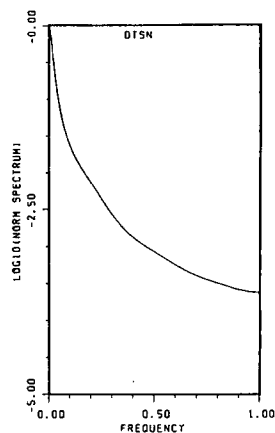
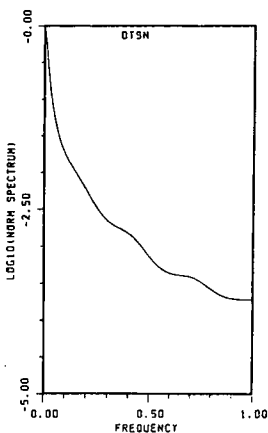
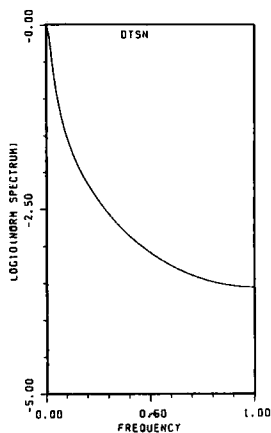
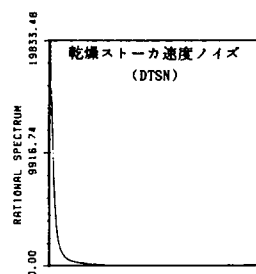
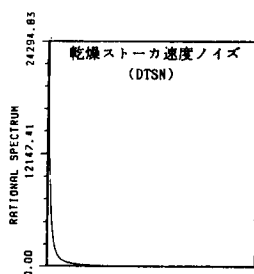
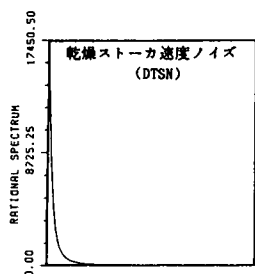




ボイラ蒸発量安定領域

ボイラ蒸発量不安定領域

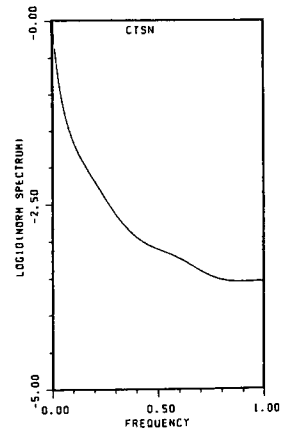
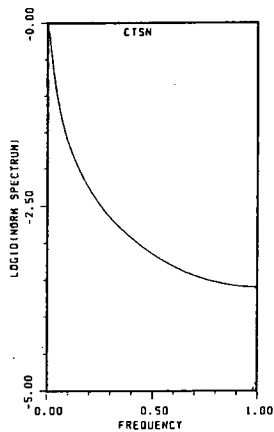
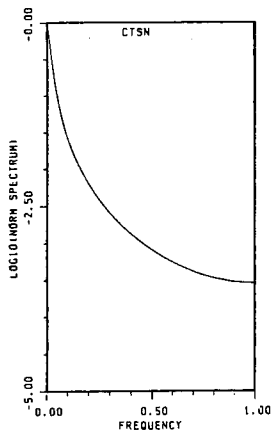
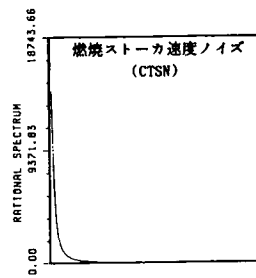
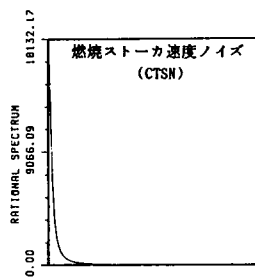
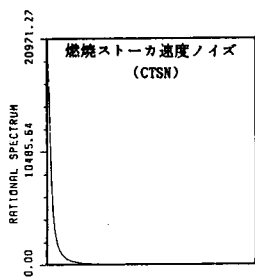
全データ領域



ボイラ蒸発量安定領域

ボイラ蒸発量不安定領域

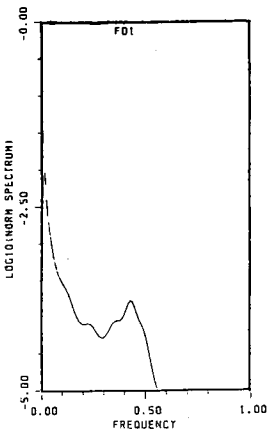
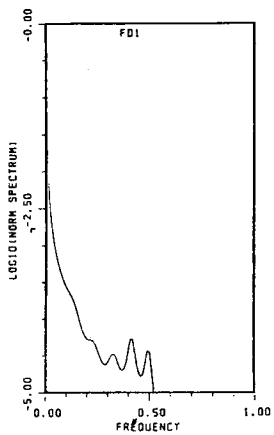
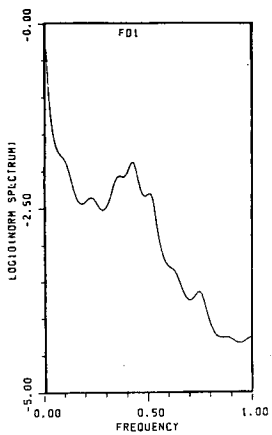
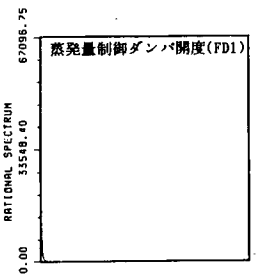
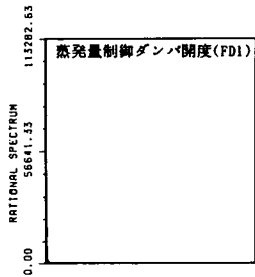
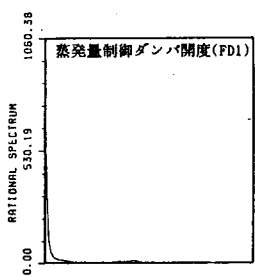
全データ領域



ボイラ蒸発量安定領域

ボイラ蒸発量不安定領域

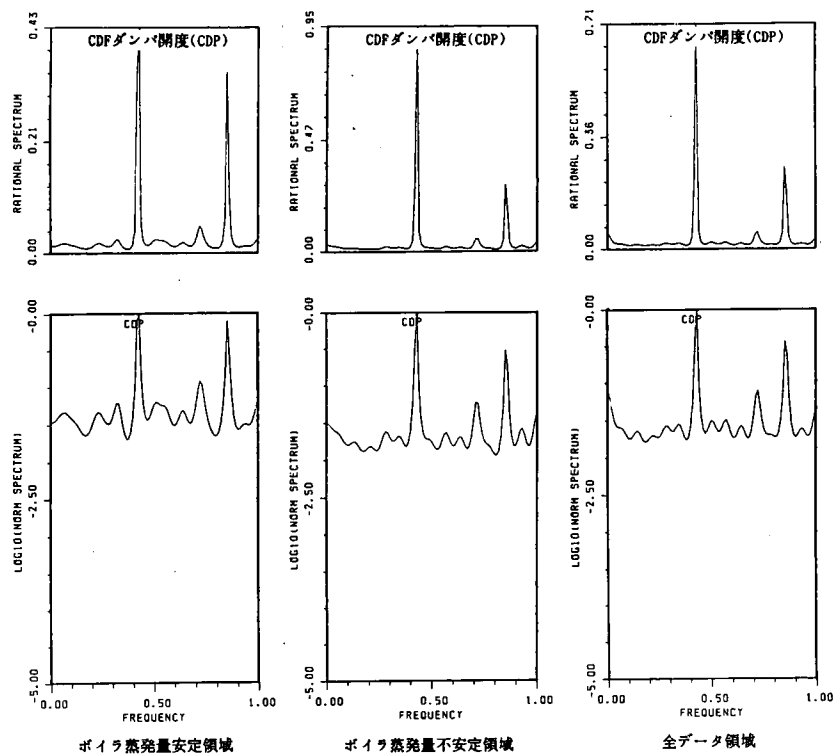
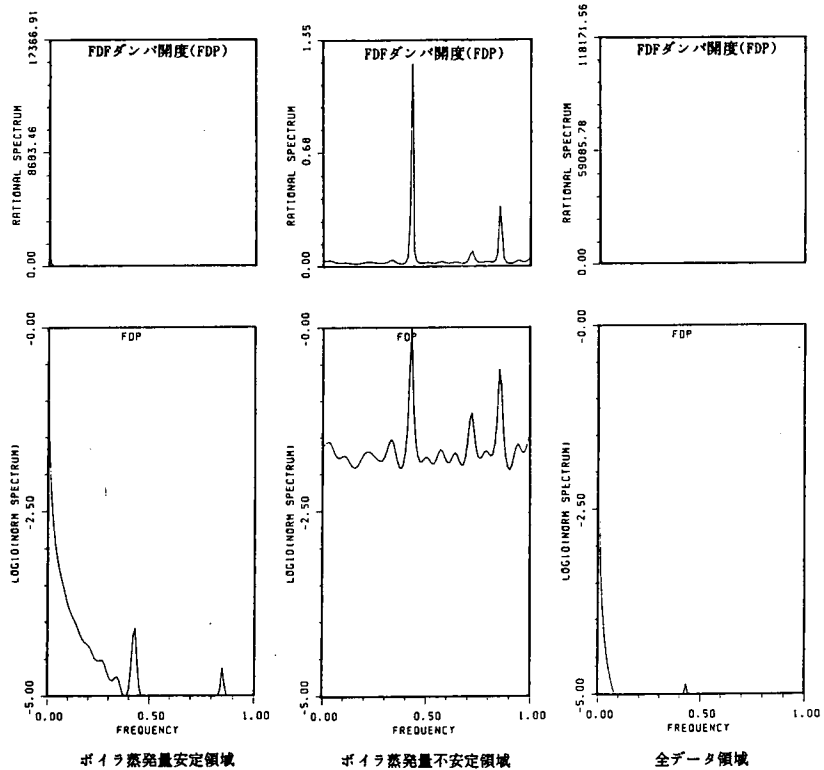
全データ領域

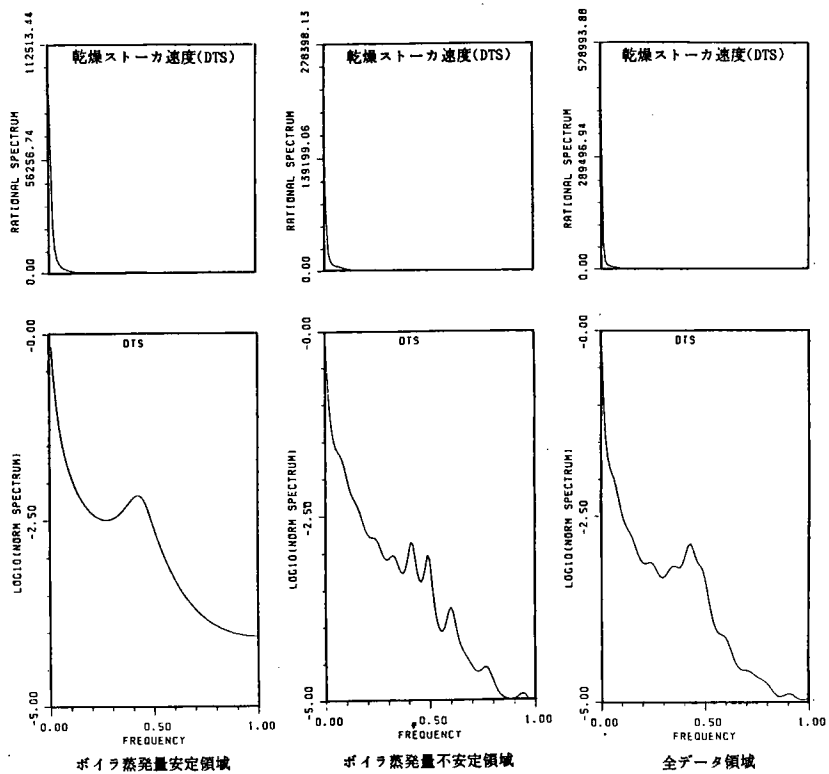
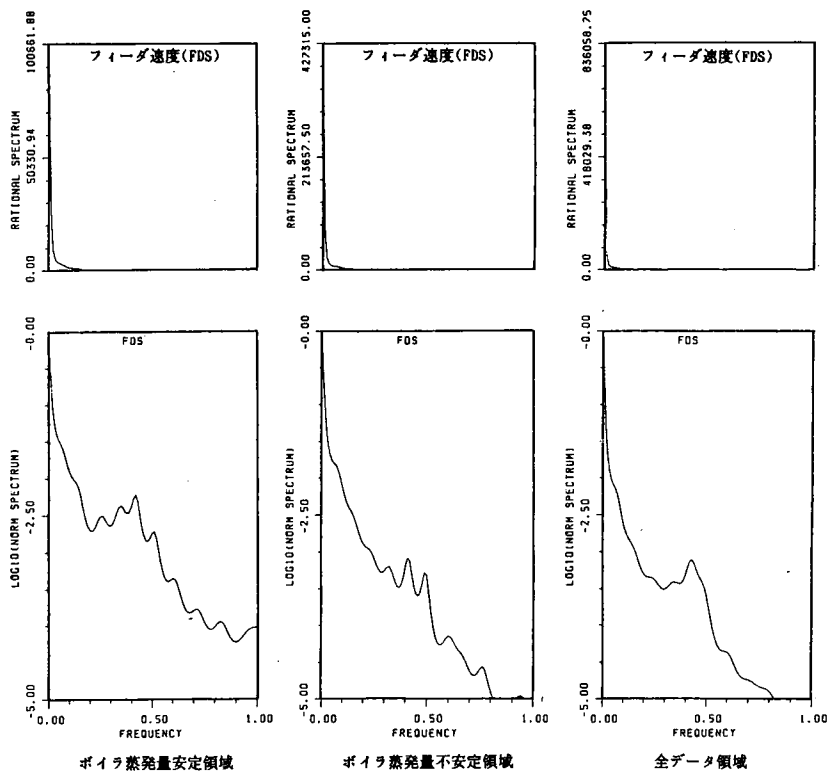


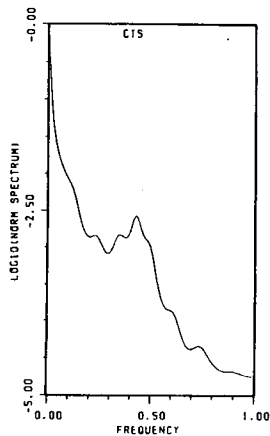
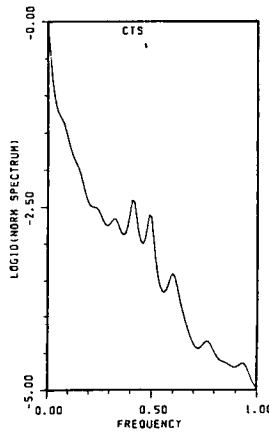
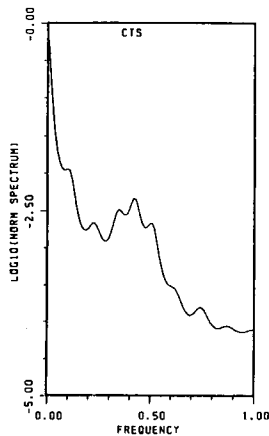
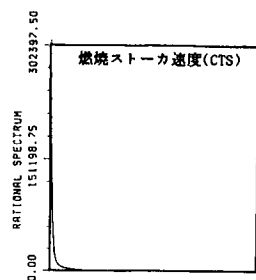
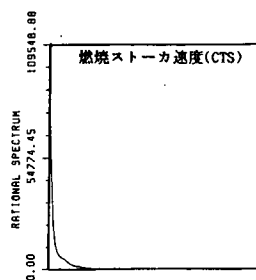
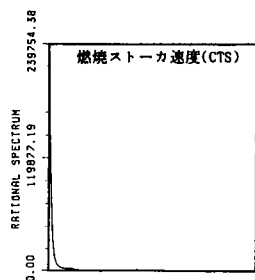
ボイラ蒸発量安定領域

ボイラ蒸発量不安定領域

全データ領域



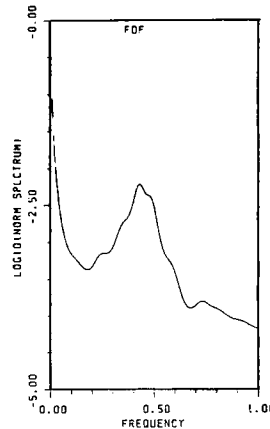
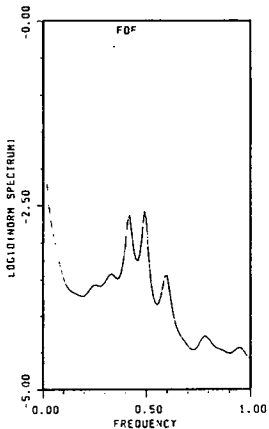
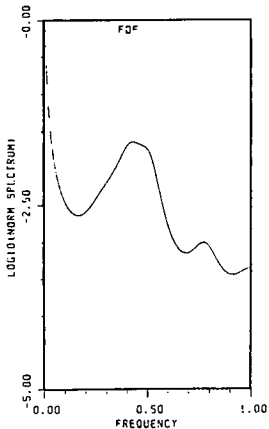
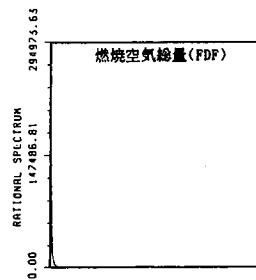
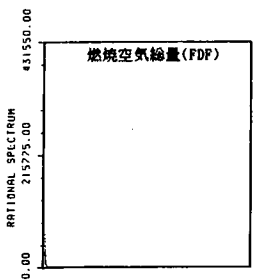
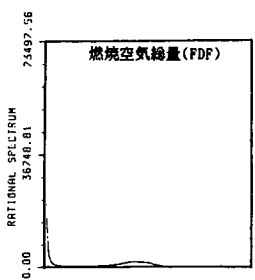




ボイラ蒸発量安定領域

ボイラ蒸発量不安定領域

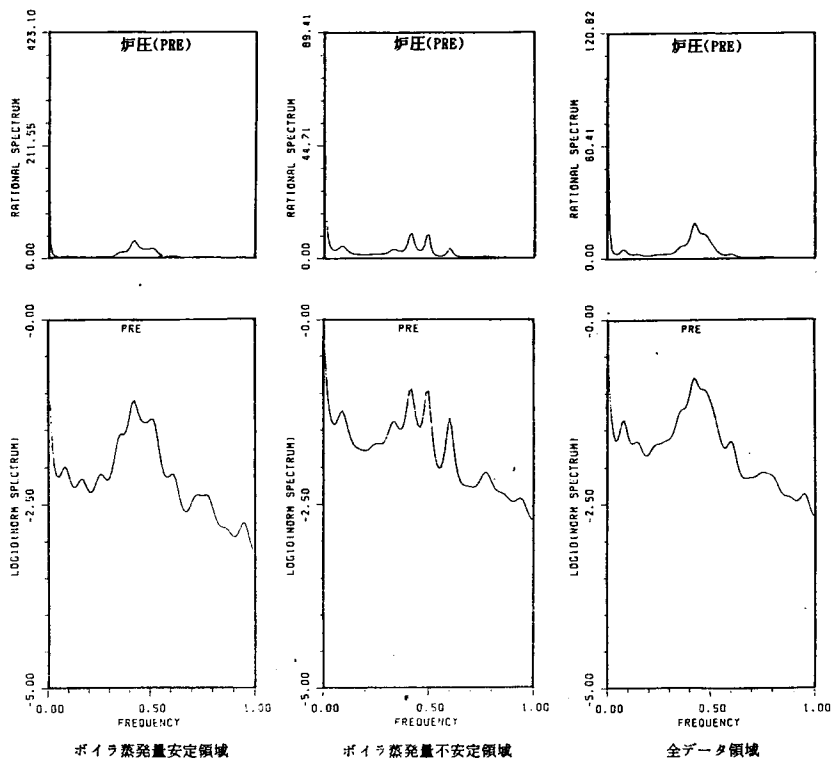
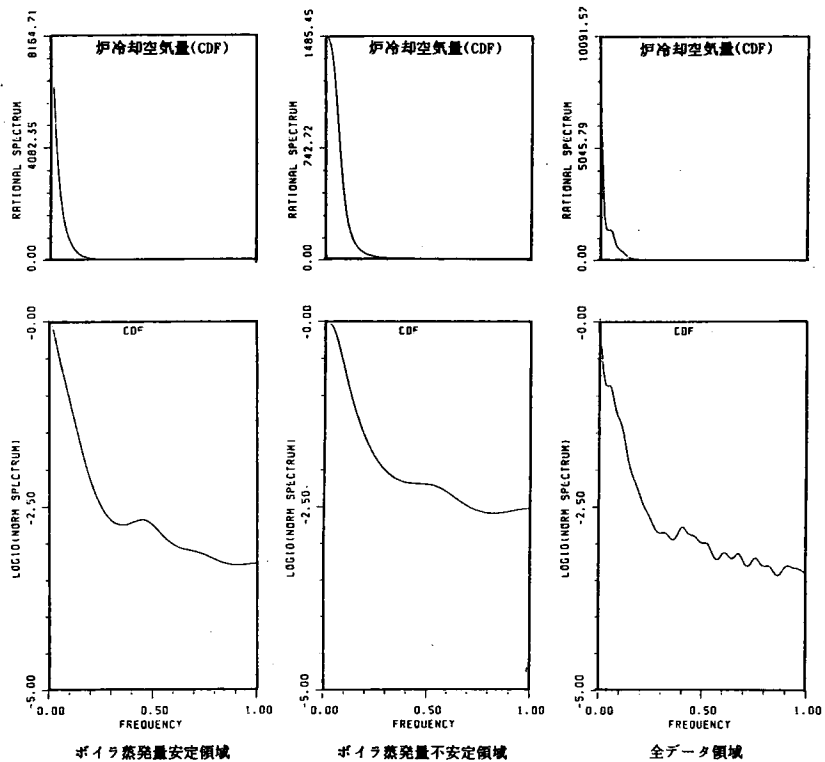
全データ領域



ボイラ蒸発量安定領域

ボイラ蒸発量不安定領域

全データ領域



A C Cは蒸発量制御ダンパを、ボイラ蒸発量の安定時には小さく維持し、不安定時には徐々に大きくする。A C Cは蒸発量ダンパとFD4ダンパを逆動作させて空気配分を行うため蒸発量制御ダンパ開度(FD1)と後燃焼空気量(ANQ)は逆応答を示す。また、燃焼空気量総量(FDF)は蒸発量制御ダンパの影響を受けやすく、正の相関を示す。

燃焼空気量総量と後燃焼空気量のチャートには、燃焼空気量総量が少ない時、あるいは後燃焼空気量が多い時に高周波の大きな振幅が見られる。これはダンパの非線形性の影響によるもので、蒸発量制御ダンパが小さい開度の時に起った振動が、大きな流量変動を起こしたためと考えられる。さらに、その流量変動はボイラ蒸発量の変動を引き起こすため、ボイラ蒸発量と蒸発量ダンパの間にA C Cを仲立ちとした高周波の振動が発生する。同定実験時には、A C Cの操作信号に同定ノイズを加えているため、それが外乱となって振動を起こしていると考えられる。蒸発量制御ダンパ開度(FD1)、燃焼空気総量(FDF)、後燃焼空気量(ANQ)、炉圧(PRE)のパワースペクトルには1/2.4(cycle/min)付近にピークがあり、ボイラ蒸発量やNOx濃度にあるピークと一致する。

ボイラ蒸発量が不安定状態に入ると、A C Cは蒸発量制御ダンパの開度を上げて燃焼空気を供給するとともに、ストーカ速度を増してごみを送る。燃焼空気量が増え続けている場合には、ボイラ蒸発量が振動してもその平均値を一定に維持することができる。しかし、蒸発量制御ダンパが全開となりそれ以上燃焼空気を供給できなくなると、暫くしてボイラ蒸発量が急激に低下し、その後自動的に復帰することが不可能となる。実験中に見られるボイラ蒸発量の落込み部分の多くは、以上の経過をたどっている。

蒸発量制御ダンパによる空気量操作だけで、ボイラ蒸発量を制御できる状態に保つためには、ごみ送りが適切に操作されていることが条件となる。

#### ④ ストーカ速度について

フィーダ速度ノイズ(FDSN)、乾燥ストーカ速度ノイズ(DTSN)、燃焼ストーカ速度ノイズ(CTSN)は同一の同定ノイズであるが、それぞれにはA C Cのごみ層一定制御の信号が足し込まれ、各段ごとにクリッピングされて出力される。そこで、クリッピングを受けた部分を修正し、真の同定ノイズを計算している。パワースペクトルにはダンパノイズに見られる1/1.5(cycle/min)付近のピークがなく、直流付近の成分が大きい。これは、ストーカストローク間の待ち時間が40～300秒と長く、出力周期の90秒の影響が消されるためである。

フィーダ速度(FDS)、乾燥ストーカ速度(DTS)、燃焼ストーカ速度(CTS)は、A C Cのストーカへの信号である。燃焼ストーカ速度のパワースペクトルには、1/2.4(cycle/min)付近のピークが明瞭に出ている。これは、蒸発量制御ダンパ(FD1)に見られたピークと同じであり、ボイラ蒸発量の振動周期に対応している。一方、ボイラ蒸発量の不安定時にはストーカ速度が下限へ張り付いており、A C Cはごみを速く送っていることがわかる。

#### ⑤ 炉内温度について

燃焼段前上ガス温度(GT2)、燃焼段後上ガス温度(GT3)、後燃焼段上ガス温度(GT7)と第一燃焼室ガス温度(GT4)は低周波の動きが良く一致している。ボイラ蒸発量の不安定時には、これらの温度はゆっくり低下し、ボイラ蒸発量の回復とともにゆっくり上昇することが特徴である。燃焼段前上ガス温度、燃焼段後上ガス温度、後燃焼段上ガス温度のパワースペ



クトルを見ると、3点の中でも燃焼段前上ガス温度(GT2)は、着火状態や炎の揺れなどが原因で高周波成分が大きくなり、逆に後燃焼段上ガス温度は、燃え切り点の位置が長周期で振動するため低周波成分が大きい。燃焼段後上ガス温度はその中間点にあたるため、後燃焼段上ガス温度よりは炉全体の温度に近い。

乾燥段上ガス温度(GT1)は、ボイラ蒸発量の不安定時に振幅が大きいが、平均値は一定を保っている。パワースペクトルを見ると、ボイラ蒸発量の不安定時に低周波成分が非常に大きい。乾燥段上ガス温度は、投入されたごみ塊の表面が主に熱の輻射によって乾燥、着火、炎燃焼する場所でのガス温度であり、ごみの乾燥度合や発熱量等の特徴をいち早く反映する温度と推測される。そして、ごみの個々の影響は乾燥段上ガス温度の固有ノイズとして現れ、ごみ質の移り変わりがその低周波成分に現れると予想される。チャートを見ると、乾燥段上ガス温度はボイラ蒸発量が不安定となる前から変動を始めており、ボイラ蒸発量が不安定状態に入ることを予測しているとも考えられる。そこで、この乾燥段上ガス温度をモデル変数に含めたARモデル解析及び制御系の設計を行ってみたが、制御シミュレーションの結果では期待していたほどには制御効果が改善されなかった。この理由として、ごみ質変動の予測に貢献すると考えられた乾燥段上ガス温度の低周波成分が、他の変数の周波数成分に比べてきわめて低いため、モデル中に同定されなかったと推測される。

ボイラ出口ガス温度(GT5)は、燃焼排ガスがボイラに入る直前のガス温度であり、ボイラ蒸発量に直接関係する温度である。チャートではボイラ蒸発量の不安定状態においても、ストーカ上のガス温度にみられたような長期的な温度低下が見られない。ボイラ出口ガス温度の局所的な落ち込みは、ボイラ蒸発量の落ち込みと一対一に対応している。さらに、蒸発量制御ダンパが上限への張り付く部分と一致することから、燃焼空気量を増やすことができなくなった時点でボイラ出口ガス温度が下がり、ボイラ蒸発量が減少すると考えられる。パワースペクトルを見ると低周波成分が大きく、1/5(cycle/min)付近より高周波成分ではホワイトノイズに近い。

## (2) ARモデルの作成とシステム解析

次の7変数について解析用のARモデルを作成したところ、モデル次数は19次(最大次数は30次で計算)に、MFPE値は $0.302 \times 10^4$ となった。

表5.3 ARモデルあてはめにおける残差の共分散係数行列(低負荷A1)

	VARIANCE(%)	NOX	STM	GT7	FD1N	FDFN	CDFN	CTSN
NOX	10.7( 4.3)	1.00	0.07	-0.04	0.02	-0.00	0.01	-0.03
STM	0.0893( 9.5)	0.07	1.00	0.28	0.01	0.00	0.03	-0.02
GT7	11.9( 0.4)	-0.04	0.28	1.00	-0.06	0.06	-0.00	-0.04
FD1N	0.669(21.5)	0.02	0.01	-0.06	1.00	-0.01	-0.01	-0.01
FDFN	1.83(22.1)	-0.00	0.00	0.06	-0.01	1.00	0.05	0.01
CDFN	6.34(21.7)	0.01	0.03	-0.00	-0.01	0.05	1.00	-0.02
CTSN	27.8( 6.5)	-0.03	-0.02	-0.04	-0.01	0.01	-0.02	1.00

\* 下線は0.2を越える値

状態変数:

NOx濃度 (NOX)

ボイラ蒸発量 (STM)

後燃焼段上ガス温度 (GT7)

操作変数:

蒸発量制御ダンパノイズ (FD1N)

FDFダンパノイズ (FDFN)

CDFダンパノイズ (CDFN)

燃焼ストロカ速度ノイズ (CTSN)

残差の分散と残差間の共分散係数行列を表5.3に示す。表の左列に残差の分散を示し、カッコ内の数字は同定実験時の各変数の分散値に対する百分率を表している。百分率が小さいほど固有ノイズの割合が小さいことを表し、被制御変数に関しては予測誤差が小さくなっていることを表す。本実験の場合、被制御変数の固有ノイズの割合は10%以下となり、特に後燃焼段上ガス温度の予測誤差は少ない。

本研究では残差共分散係数の基準値を0.2~0.3としている。最も大きい残差共分散係数はボイラ蒸発量と後燃焼段上ガス温度間の0.28であるが、両変数とも重要であるので許容することにした。

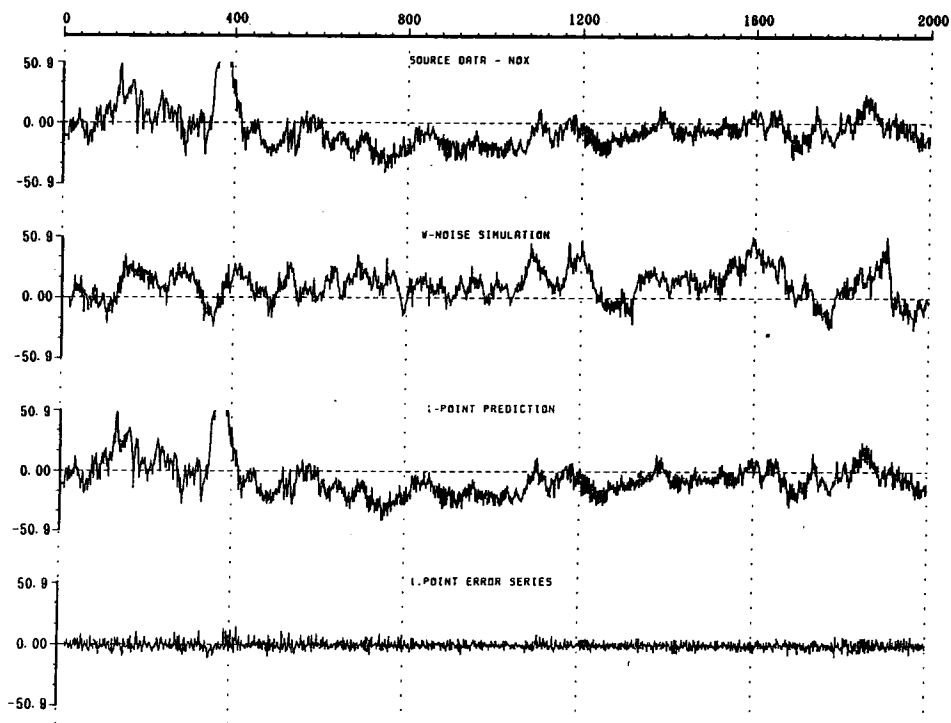
モデルチェックのためのホワイトノイズシミュレーションとワンポイントプレディクションの結果を図5.4に示す。図は、まず最上段に各変数の平均値を差し引いたソースデータの一部を、二段目にホワイトノイズシミュレーションの結果を示している。また三段目は、一段目と同じソースデータを一点鎖線で描き、そのデータを用いたワンポイントプレディクションシミュレーションの結果を実線で重ねた図であり、両者の差である予測誤差を最下段に示している。

ホワイトノイズシミュレーションと、同定実験データ（1~2000ステップ）と振動成分を全体的に比較すると、分散値は近い値を示し、振動の周期成分も比較的似ていると判断される。しかし、NOx濃度とボイラ蒸発量については、高周波成分は良く一致しているものの、同定実験データに比べて低周波成分が多く含まれているなど多少の差異が見られる。これは、ARモデルが低負荷時の全ソースデータについての平均的な特徴をとらえているためと考えられる。また、後燃焼段上ガス温度のホワイトノイズシミュレーションでは、低周波成分が良く捉えられており、ワンポイントプレディクションでは、予測誤差が極めて小さい。

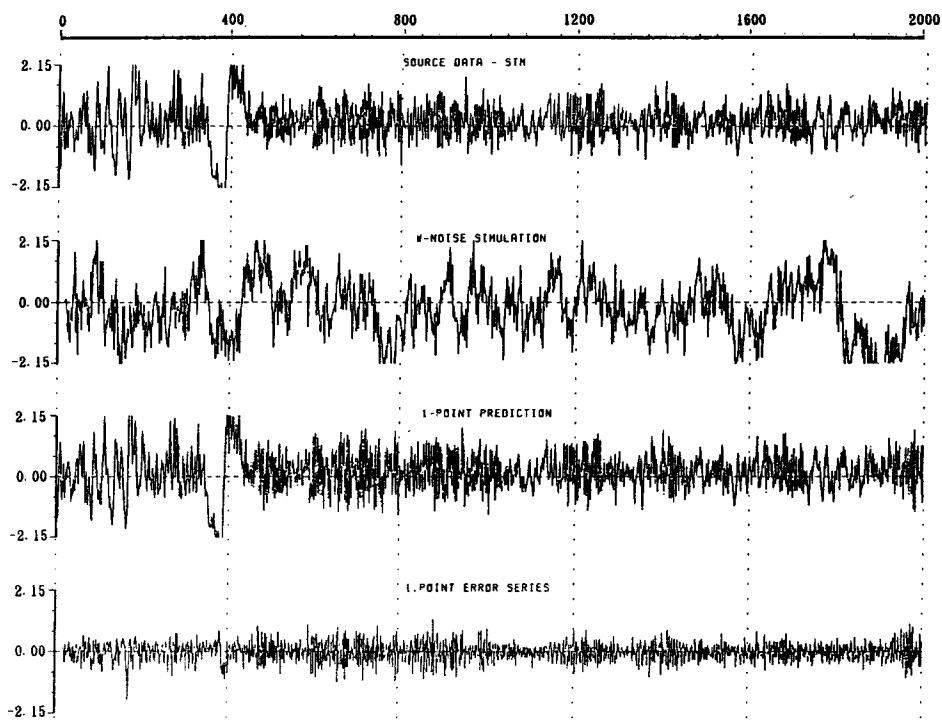
操作変数はすべて計算機で作成したARノイズであり、ホワイトノイズシミュレーションでは、そのノイズを再現したことになる。操作変数のワンポイントプレディクションでは、同定ノイズの階段状の変化の所で生じる誤差が大きいが、この変化は同定ノイズを90秒ステップで入力していることによる。

以上から、このモデルの再現性と予測性は共に満足されていると判断される。

次に、ARモデルからノイズ寄与率を求めた。NOx濃度とボイラ蒸発量に対するノイズ寄与率を図5.5に示す。この図から以下のことがわかった。

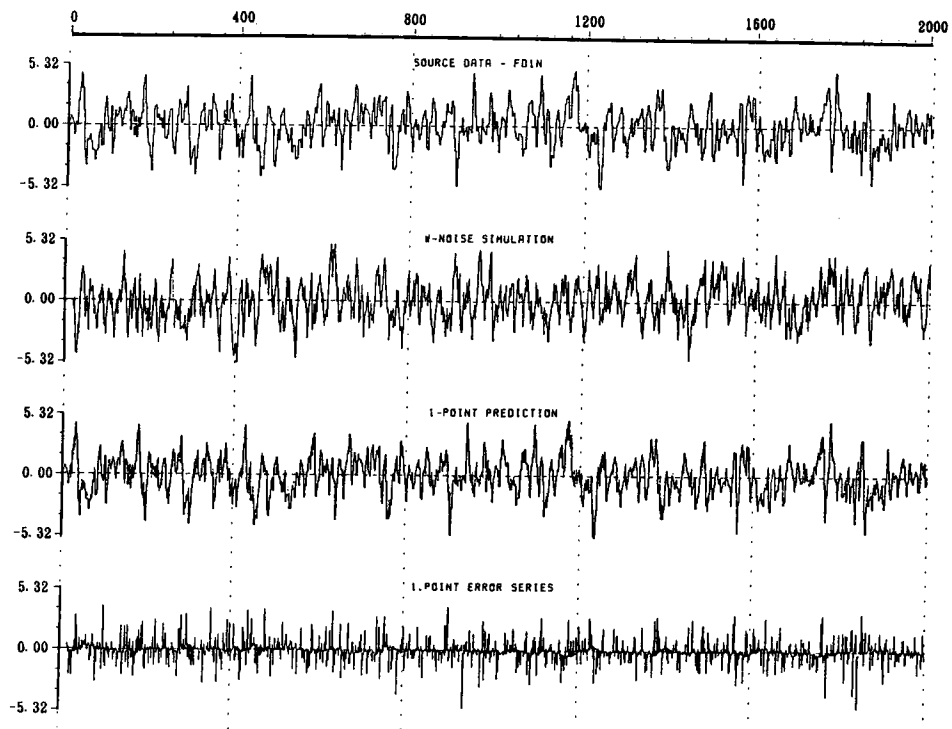


(a)  $12\%O_2$  換算 $NO_x$ 濃度(NO<sub>x</sub>)

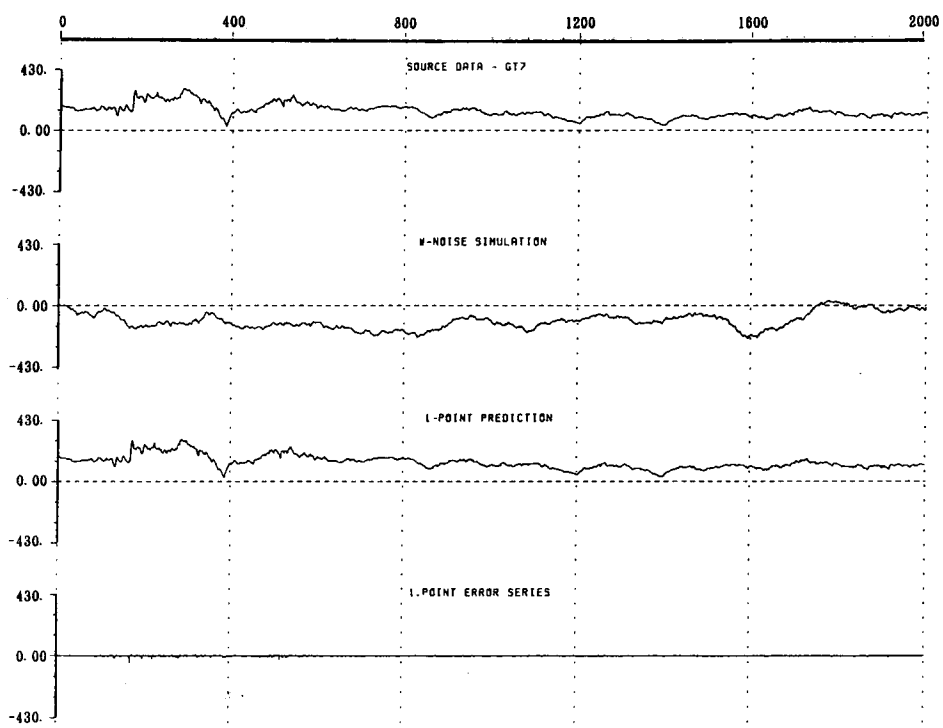


(b) ボイラ蒸発量(STM)

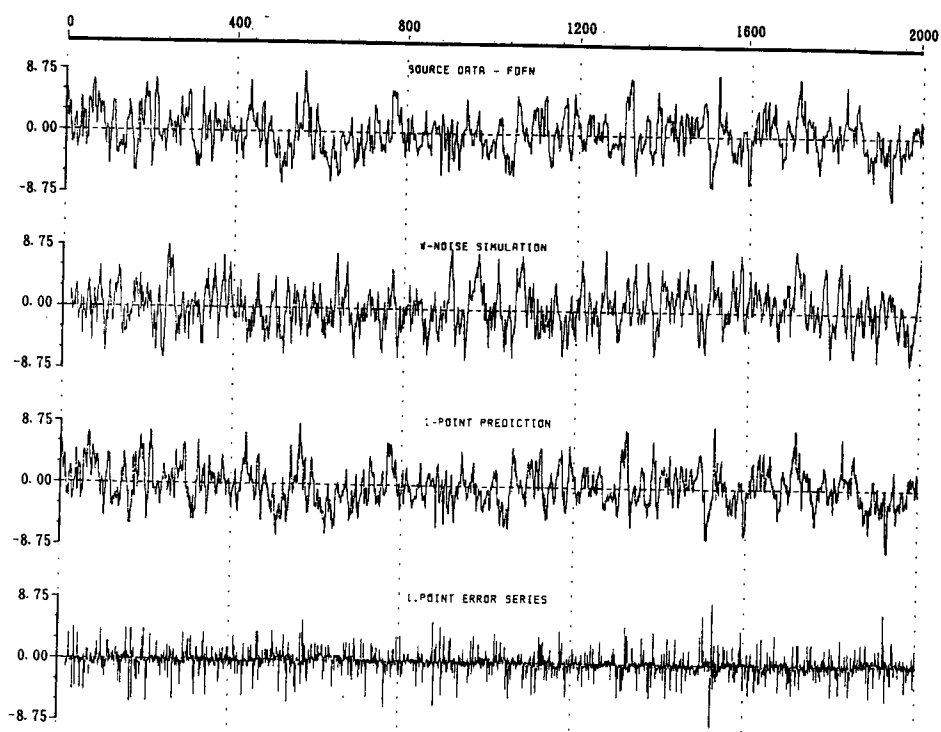
図5.4 ホワイトノイズシミュレーションとワンポイントプレディクション (低負荷A1)



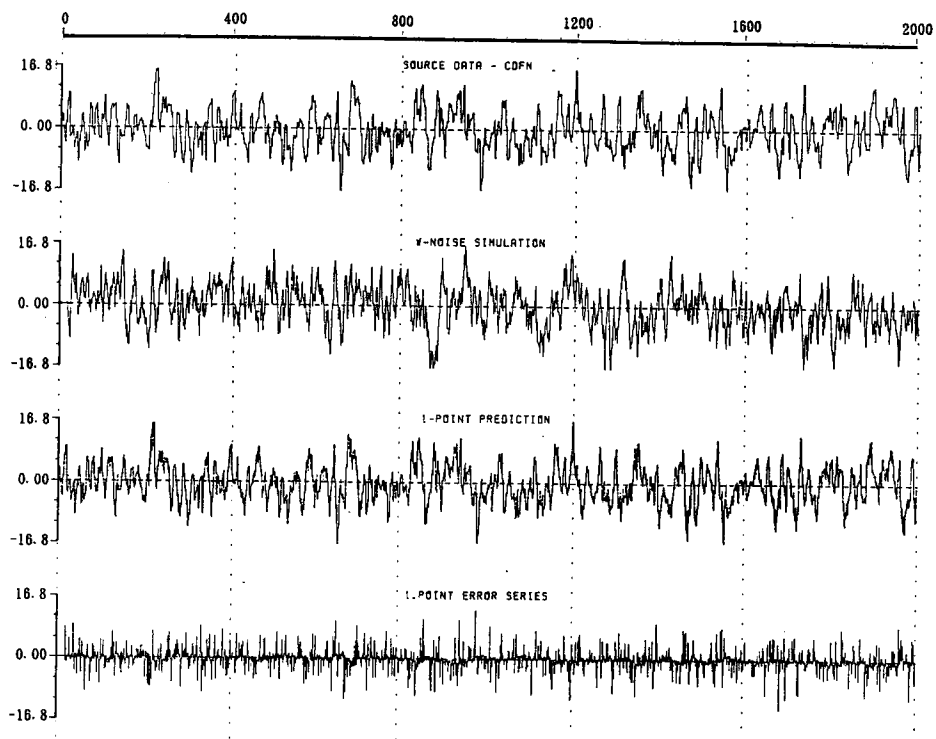
(c) 後燃焼段上ガス温度(GT7)



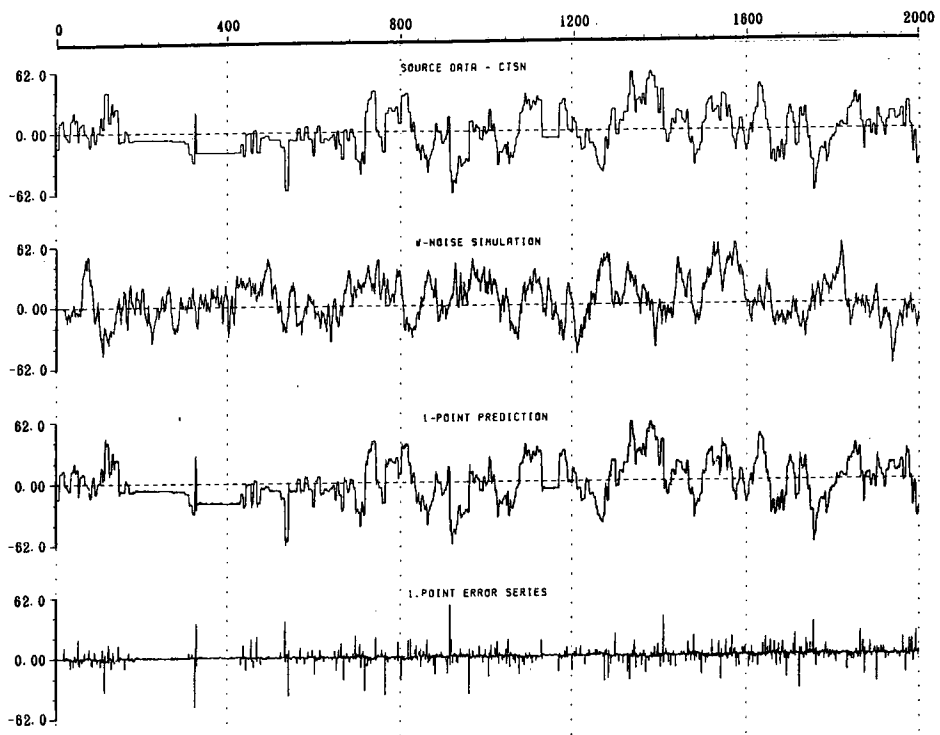
(d) 蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)



(e) FDFダンパノイズ(FDFN)



(f) CDFダンパノイズ(CDFN)



(g) 燃焼ストーカ速度ノイズ(CTSN)

#### ① NO<sub>x</sub>濃度について

・ 直流分で後燃焼段上ガス温度(GT7)からの寄与が大きく、またNO<sub>x</sub>濃度自身からの寄与も大きい。他に、燃焼ストーカ速度ノイズ(CTSN)やCDFダンパノイズ(CDFN)からの寄与も見られる。

・ 周波数が1/5(cycle/min)以下のところでは、後燃焼段上ガス温度、CDFダンパノイズ、蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)からの寄与がある。1/2.4(cycle/min)付近にボイラ蒸発量から70%近くの寄与がある。

#### ② ボイラ蒸発量について

直流分ではボイラ蒸発量自身の寄与が大きく、次ぎに後燃焼段上ガス温度からの寄与が大きい。後燃焼段上ガス温度がボイラ蒸発量やNO<sub>x</sub>濃度に対し低周波で大きく寄与することは、前回の実験結果と一致する。

なお、NO<sub>x</sub>濃度や後燃焼段上ガス温度に対して1/2.4(cycle/min)付近にボイラ蒸発量からの大きな寄与が見られるのは、ACCがボイラ蒸発量の変化にあわせて蒸発量制御ダンパとストーカ速度を操作しているからであり、その制御周波数が寄与のピークの周波数に相当している。

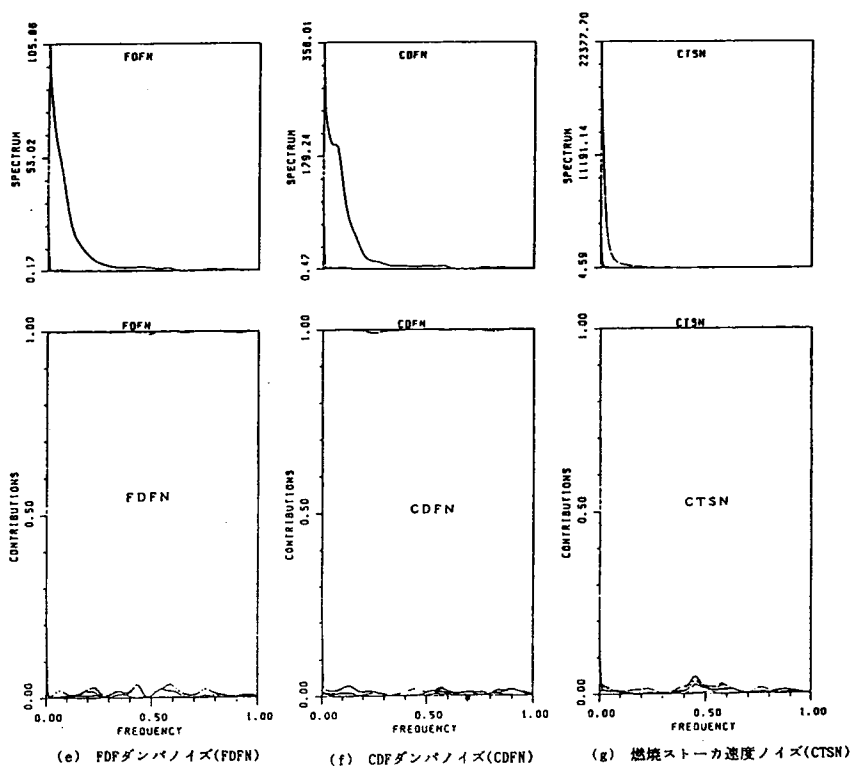
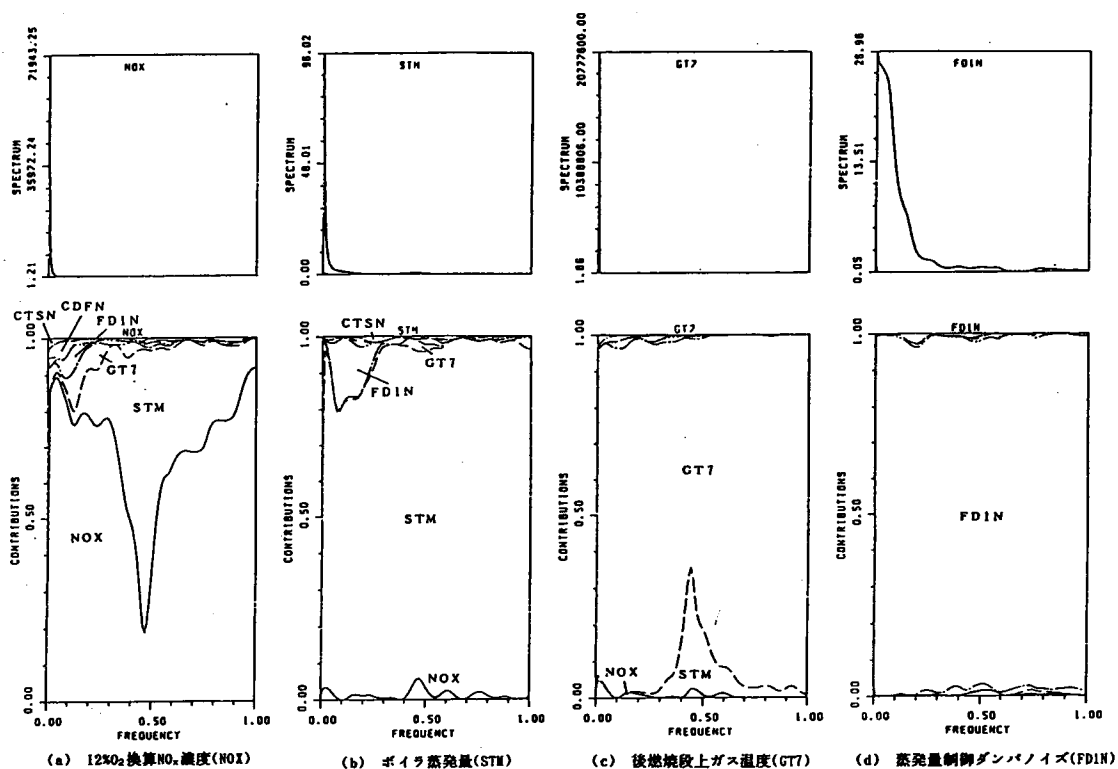


図5.5 ノイズ寄与率 (低負荷A1)

以上から、NO<sub>x</sub>濃度を制御するためには、1/5(cycle/min)より低周波の蒸発量制御ダンパやCDFダンパの操作が重要になることがわかる。手動実験時と異なり、燃焼ストロカ速度ノイズのボイラ蒸発量に対する低周波の寄与は見られない。

### (3) 最適フィードバックゲインの計算

まず、制御用ARモデルのあてはめを行った。あてはめ時の最大次数は、制御用計算機の記憶容量の制約から8次とした。その結果、モデル次数は8次、FPEC値は $0.116 \times 10^2$ となった。

次に、最適フィードバックゲインの計算を行う。その前に同定時と制御時の操作変数名の取扱について次のように定める。同定実験ではシステムを励振させる同定ノイズが操作変数であったが、制御実験時にはゲインから計算される最適操作量が操作変数である。そこで、最適フィードバックゲインの設計以降では、操作変数名を“ノイズ”の代わりに“操作量”と置き換える。

さて、最適フィードバックゲインの計算では、NO<sub>x</sub>濃度とボイラ蒸発量の同時制御系のゲインを考えた。2つの被制御変数の制御の重みを変えて、制御バランスの異なるフィードバックゲインを計算する。制約条件は最適フィードバックゲインから計算される操作量の分散値が許容できる範囲に納まることであり、第4章で述べたように、設定された許容分散値の条件を満足するようにゲインを調整してゆく自動収束計算を行った。その計算条件として、ダイナミックプログラミングのステージが40、シミュレーションステップが1000、収束範囲が±20%とした。

ボイラ蒸発量とNO<sub>x</sub>濃度の制御バランスは主観的に決定した。本実験では第4章と同様に、ボイラ蒸発量の分散値が許容範囲内 ( $1.0(\text{ton/hr})^2$ ) に収まっているゲインの中で、NO<sub>x</sub>濃度の分散値が最小となるものに決める。ゲインの計算過程は次の通りである。

まず、操作変数の許容分散値を標準（同定実験時の操作変数の分散値）に設定した。またボイラ蒸発量とNO<sub>x</sub>濃度の重みも標準（制御用ARモデルの残差分散の逆数）に設定し、制御対象外である後燃焼段上ガス温度(GT7)の重みを0にした。この状態からNO<sub>x</sub>濃度の重みを変えてゆくと、ボイラ蒸発量の分散値は $0.68 \sim 0.73(\text{ton/hr})^2$ の範囲に収まった。その中で、NO<sub>x</sub>濃度及びボイラ蒸発量の分散が $94(\text{ppm})^2$ 、 $0.73(\text{ton/hr})^2$ となるゲインが、NO<sub>x</sub>濃度の分散を最小とするゲインであった。

次ぎに操作変数の効果を計算した。これは、操作変数のうち1変数を選んで、その変数だけ許容分散値を2倍にして自動収束計算を行い、ボイラ蒸発量やNO<sub>x</sub>濃度の制御効果がどの程度良くなるか調べる方法である。計算の結果、NO<sub>x</sub>濃度の制御効果が高い順に、CDFダンパ操作量(CDFN)、燃焼ストロカ操作量(CTSN)、PDFダンパ操作量(PDFN)となった。そこで、これら3変数の許容分散値を2倍にしたゲインを求めた。その結果、NO<sub>x</sub>濃度の分散値が $67(\text{ppm})^2$ 、ボイラ蒸発量の分散値が $0.70(\text{ton/hr})^2$ となるゲインを得た。

そして、設計したゲインを使って制御シミュレーションを行った。全シミュレーションステップを2000ステップとし、1～500、1501～2000ステップはACC単独制御、その間の501～1500ステップまでをACC+ARモデル協調制御シミュレーションとした。

まず、ACC単独制御シミュレーションを行った。ゲインから計算される最適操作量の



表5.4 低負荷実験(A1)における制御シミュレーションの比較

	操作量 許容 分散値	0 <sub>2</sub> 12%換算 NO <sub>x</sub> 濃度 分散値	ボイラ 蒸発量 分散値	後燃焼段 上ガス温度 分散値
		ppm <sup>2</sup>	(ton/h) <sup>2</sup>	°C <sup>2</sup>
ACC単独制御	—	192	0.79	3050
NO <sub>x</sub> 濃度・ボイラ蒸発量 同時制御	1σ <sup>2</sup>	81	0.74	1480
NO <sub>x</sub> 濃度・ボイラ蒸発量 同時制御	2σ <sup>2</sup>	59	0.78	1400

\* σ<sup>2</sup>は同定実験における操作変数の分散値

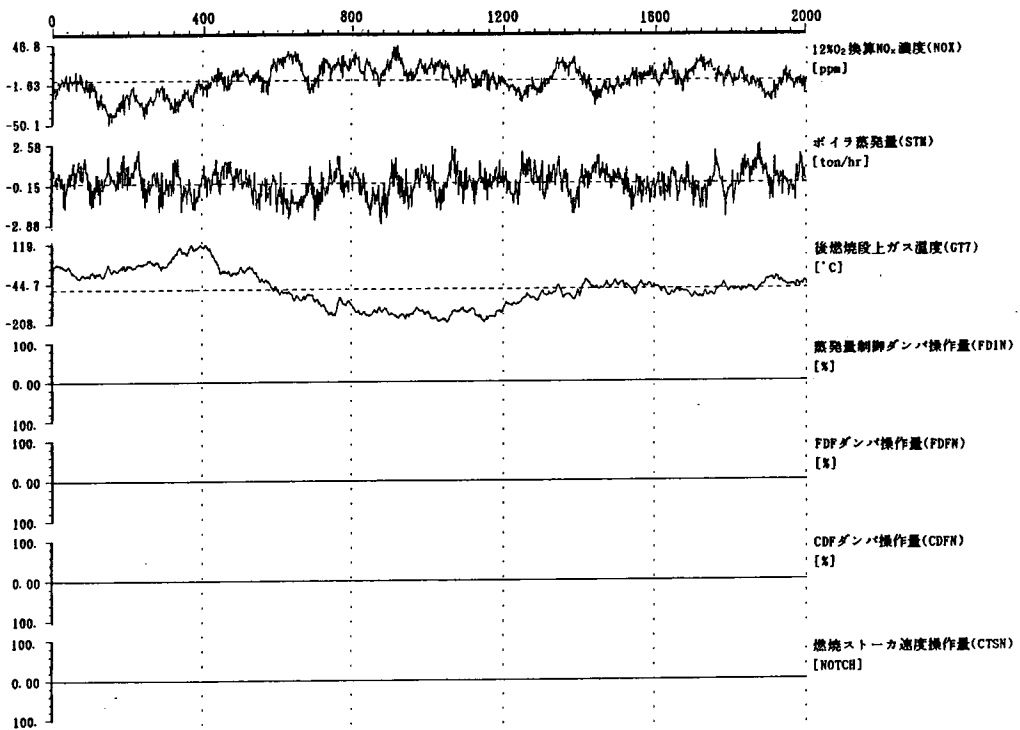


図5.6 ACC単独制御シミュレーション（低負荷A1）

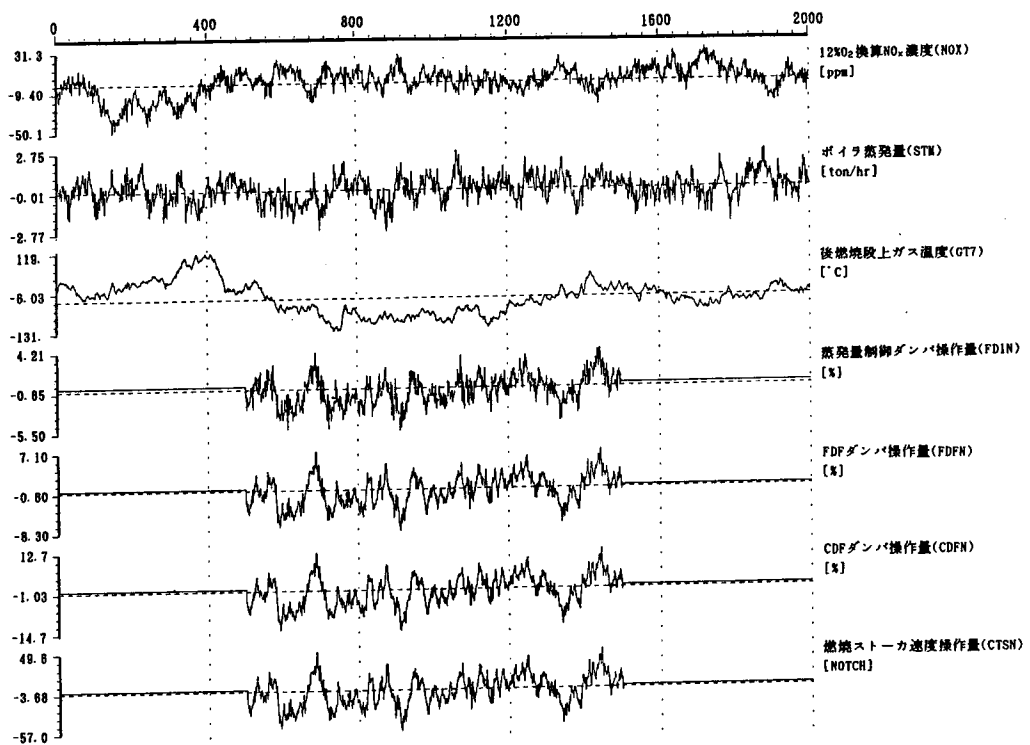


図5.7a ボイラ蒸発量・NOx濃度の同時制御シミュレーション (低負荷A1)

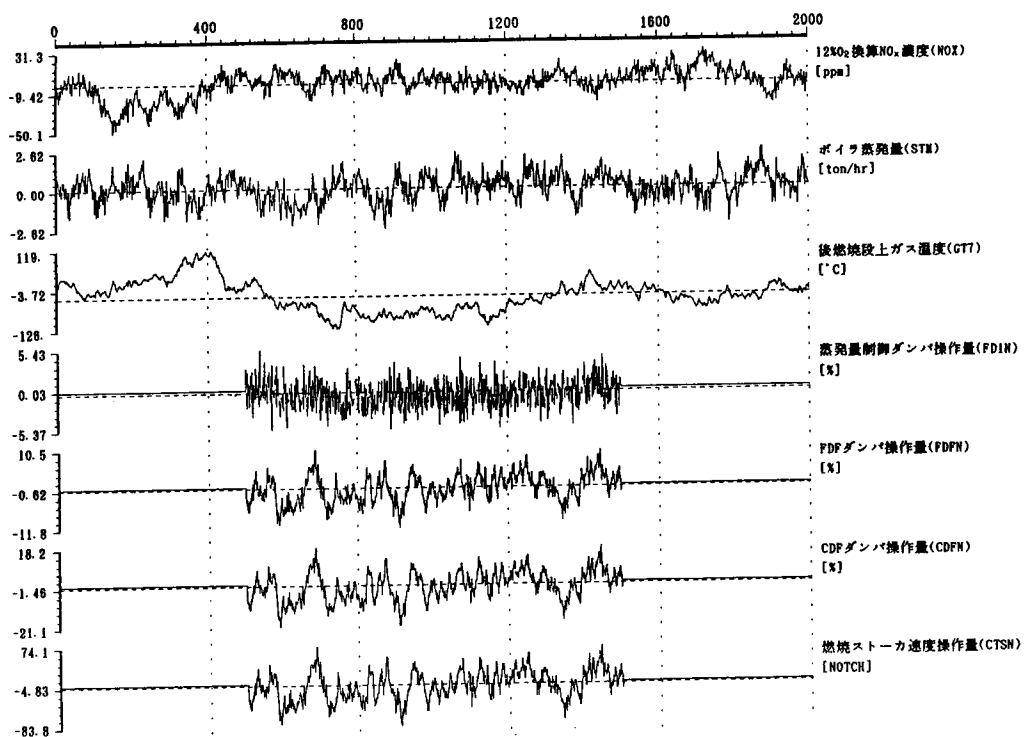


図5.7b ボイラ蒸発量・NOx濃度の同時制御シミュレーション (低負荷A1)

代わりに0を操作量とすると、ARモデル制御の働かない状態、すなわちバックグラウンドのACCだけが働いている状態をシミュレートすることになる。シミュレーション結果の統計量を表5.4に、チャートを図5.6に示す。ただし、シミュレーション値は定常値（同定実験での平均値）からの偏差である。もし、同定実験時にACCで通常運転をしていれば、NOx濃度とボイラ蒸発量の分散値がそれぞれ192ppm<sup>2</sup>、0.795(ton/hr)<sup>2</sup>になっていたと推定される。このボイラ蒸発量の分散値は同定実験時の0.83倍に相当する。

次に、NOx濃度・ボイラ蒸発量同時制御のシミュレーションをおこなった。操作変数の許容分散値を標準にとったゲイン（タイプ1）と、蒸発量制御ダンパ操作量(FD1N)を除いて2倍にとったゲイン（タイプ2）のそれぞれに対するシミュレーションを行った。このシミュレーション結果の統計量を表5.4、チャートを図5.7に示す。ただし、制御の働いた期間を500～1500ステップとし、統計量はその期間だけについての値である。まず、操作変数の許容分散値が標準の場合（タイプ1）では、NOx濃度の分散値が80.6ppm<sup>2</sup>、平均値が1.79ppmでNOx濃度の制御効果が見られる。チャートからは、上昇きみであったNOx濃度が抑えられているのがわかる。しかし、ボイラ蒸発量はほとんど変化していない。操作量は4変数とも動きが良く似ているが、蒸発量制御ダンパ操作量(FD1N)だけ高周波成分が多い。次に操作変

表5.5 低負荷制御実験(A1)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	15.3	10.7	13.4	.522
12%O <sub>2</sub> 換算NOx濃度	NOX	ppm	134.	89.6	107.	42.9
酸素濃度	O2	%	14.4	11.5	12.8	.292
乾燥段上ガス温度	GT1	°C	955.	834.	913.	864.
燃焼段前上ガス温度	GT2	°C	935.	728.	852.	1175
燃焼段後上ガス温度	GT3	°C	641.	449.	536.	1231
第一燃焼室温度	GT4	°C	833.	710.	765.	606.
第二燃焼室ガス温度	GT5	°C	653.	560.	618.	279.
ボイラ出口ガス温度	GT6	°C	284.	267.	278.	7.10
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	449.	318.	379.	716.
炉圧	PRE	mmH <sub>2</sub> O	-1.07	-8.06	-3.62	.880
燃焼空気総量	FDF	Nm <sup>3</sup> /min	371.	239.	321.	313.
炉冷却空気量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	196.	132.	154.	288.
後燃焼空気量	ANQ	Nm <sup>3</sup> /min	241.	20.0	127.	4226
蒸発量制御ダンパ開度	FD1	%	38.0	7.14	25.3	47.4
FDFダンパ開度	FDP	%	50.5	49.1	49.8	.063
CDFダンパ開度	CDP	%	40.7	39.4	40.0	.056
フィーダ速度	FDS	NOTCH	279.	75.7	180.	2579
乾燥ストーカ速度	DTS	NOTCH	227.	44.7	132.	2260
燃焼ストーカ速度	CTS	NOTCH	209.	80.5	143.	2305
蒸発量制御ダンパ開度操作量	FD1N	%	4.88	-5.43	-.281	1.33
FDFダンパ開度操作量	FDFN	%	7.08	-7.69	.269	3.14
CDFダンパ開度操作量	CDFN	%	11.3	-14.0	.460	9.57
フィーダ速度操作量	FDSN	NOTCH	32.6	-36.0	2.56	167.
乾燥ストーカ速度操作量	DTSN	NOTCH	33.0	-40.8	3.81	130.
燃焼ストーカ速度操作量	CTSN	NOTCH	33.4	-48.4	3.25	143.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は660データ

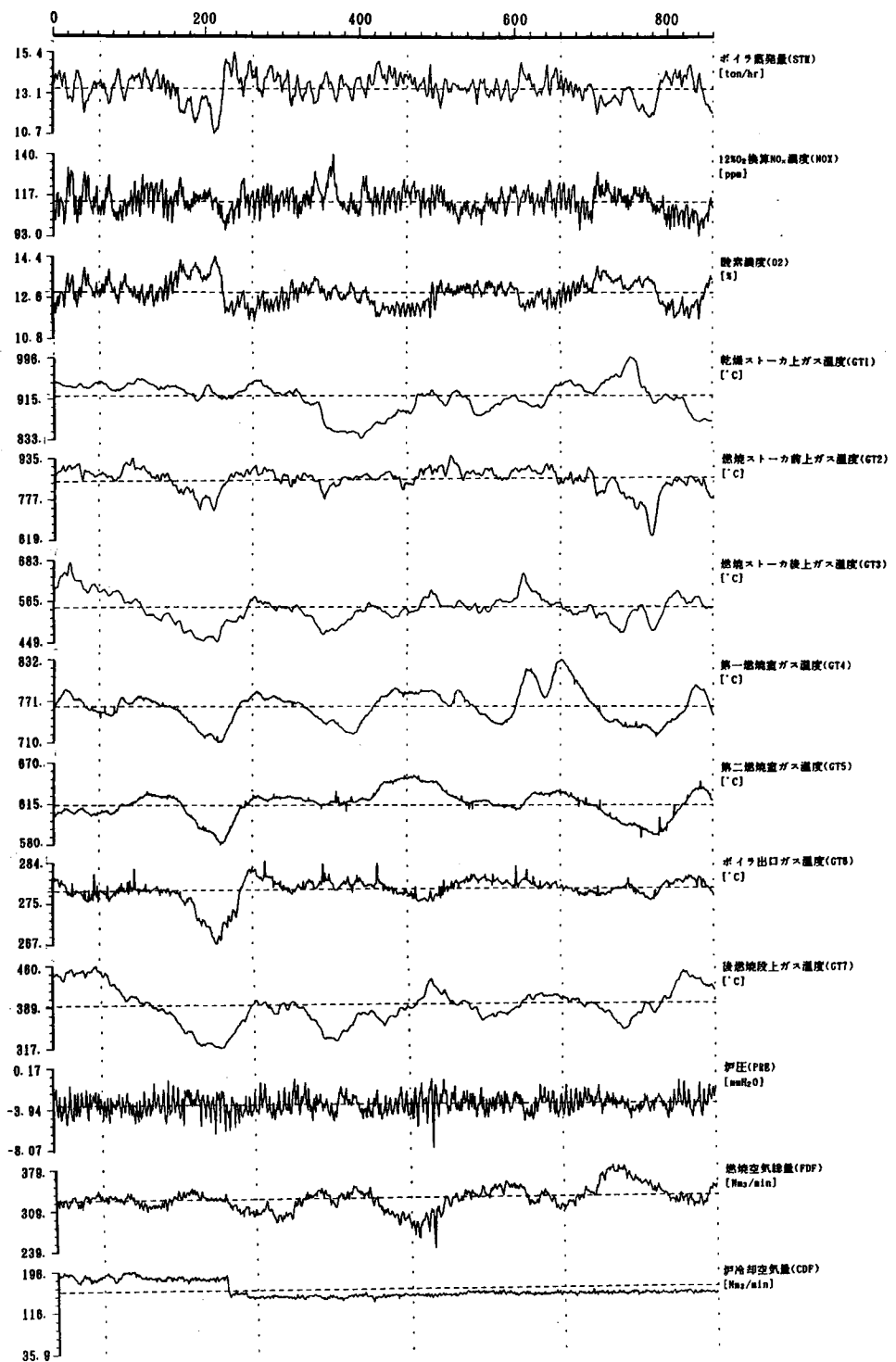
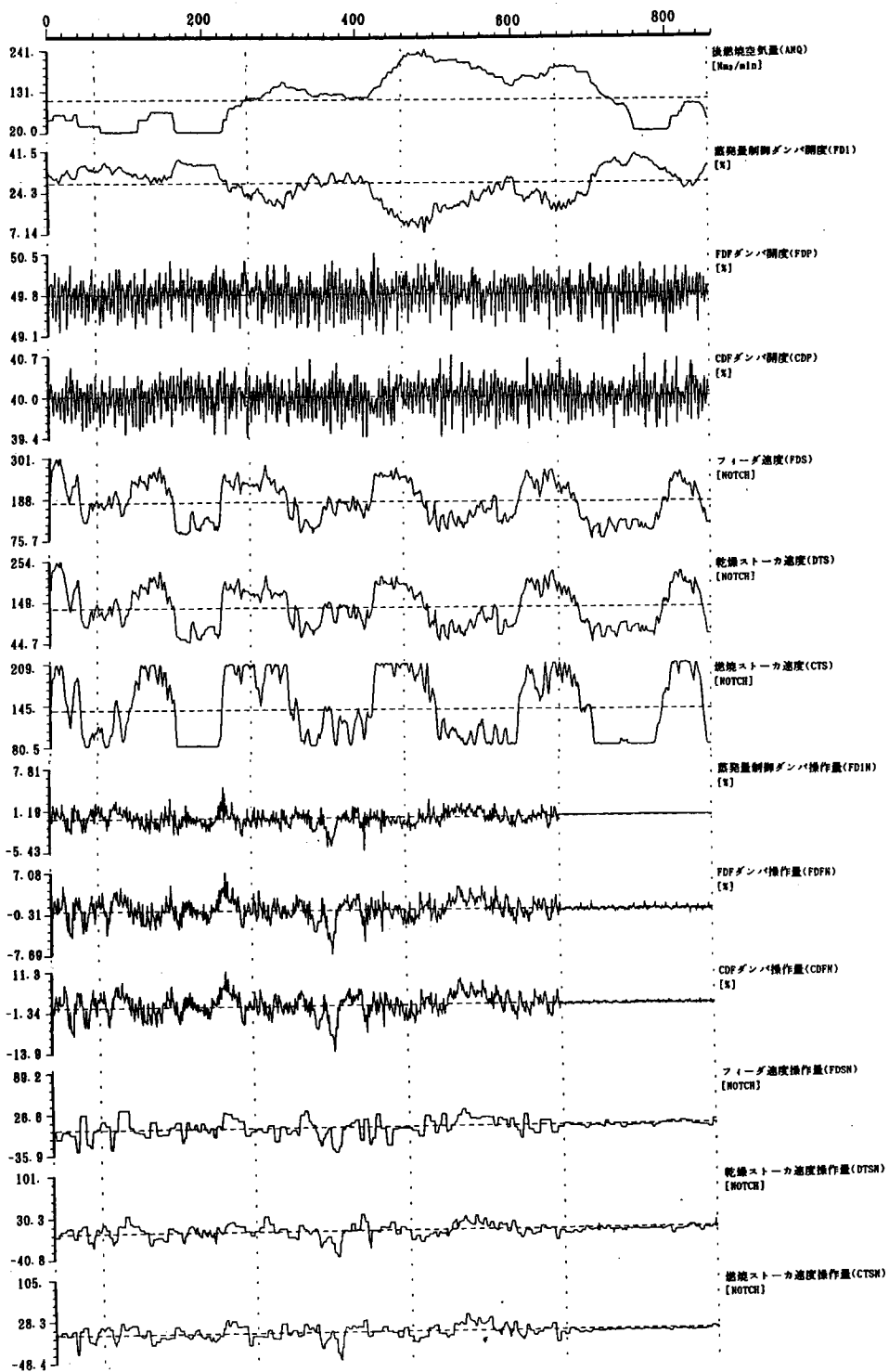


図5.8 低負荷制御実験(A1)における主な変数のチャート



数の許容分散値が2倍の場合（タイプ2）では、NOx濃度の分散値はさらに59.3ppm<sup>2</sup>に減少している。チャートでは、NOx濃度はさらに低周波成分が少なくなっているのがわかる。また、FDFダンパ操作量(FDFN)、CDFダンパ操作量(CDFN)、燃焼ストーカ操作量(CTSN)の許容分散値を大きくした影響で、蒸発量制御ダンパ操作量の高周波成分が大きくなっている。操作変数の動きは、NOx濃度やボイラ蒸発量と負の相関が見られる。

#### (4)制御実験

計算した最適フィードバックゲインを用い、実炉で制御実験を行った。制御実験では、図5.1の同定ノイズの代わりに計算機内で計算される最適操作量をシステムに入力することになるため、同定実験で使用した実験装置や配線をそのまま利用する。ただし、状態量を計測しながら最適操作量を計算し、その信号を出力する制御用プログラムを使用する。被制御変数の目標値、参考変数の定常値、操作変数の平均値は同定実験時の各変数の平均値に設定した。ACCから協調制御への変更時には切り替え時のショックを和らげるために、ソフトゲインを小さい値から徐々に大きくしていった。

制御実験の結果を表5.5に、主な変数のチャートを図5.8に示す。実験条件は、NOx濃度・ボイラ蒸発量の同時制御であり、ボイラ蒸発量制御ダンパ以外の操作変数の許容分散値を2倍としたゲイン（タイプ2）を使用した。実験時間は5時間30分（660ステップ）とした。制御効果について次のことが分かった。

##### ①NOx濃度について

同実験期間におけるACC単独制御時の分散値が115ppm<sup>2</sup>であるのに対して、ACC+ARモデル協調制御実験では42.9ppm<sup>2</sup>であり、分散が0.37倍に減少した。このように、最適化シミュレーションとほぼ同様の結果が得られた。

##### ②ボイラ蒸発量について

ACC単独制御時の分散値の0.621(ton/hr)<sup>2</sup>に対して、0.522(ton/hr)<sup>2</sup>と小さくなった。ボイラ蒸発量の制御性の向上は、制御シミュレーションの結果とも一致していた。

以上のように、低負荷時のACC+ARモデル協調制御では、ボイラ蒸発量に対してACCと同程度の制御効果を維持しながら、NOx濃度の分散値を低下させることができた。

#### 5.2.2 高負荷実験（高負荷A2）

次に、高負荷における制御実験をおこなうため、低負荷実験と同じ方法で同定実験から制御実験までを行った。

##### (1)同定実験

本実験ではボイラ蒸発量の設定値を、高負荷の18.0(ton/hr)とした。低負荷同定実験と同様に、フィード速度、乾燥ストーカ速度、燃焼ストーカ速度には、同じ同定ノイズを入力した。

高負荷であることから、燃焼ストーカのごみ層を厚くし、ごみ送り速度を上げた。そのため、燃え切り点は燃焼段の下流方向へ延び、燃焼ゾーンが広がった。実験では悪質ごみの投入が長期間続いたため、ボイラ蒸発量を設定値に維持することが困難であった。ACCは、燃焼段上のごみに炎がまわらない状態でもごみを次々に供給し、一方、蒸発量制御ダンパを開いて空気量を増やすため、炉温を低下させることになった。このようなごみ送りと空気供給のバランスが崩れた状態では、しばしばボイラ蒸発量の急激な低下が見られた。

収録した主な変数の統計量を表5.6に、主な変数のチャートを図5.9に、そのパワースペクトルを図5.10に示す。実験のチャートから、次のことがわかった。

#### ① ボイラ蒸発量について

ボイラ蒸発量の設定値18.0(ton/hr)の維持は困難であり、平均値が17.0(ton/hr)となった。パワースペクトルについては、低負荷時に見られた1/2.4(cycle/min)付近のピークはほとんどなくなっている。高負荷時には蒸発量制御ダンパが常に大きい角度で動くため、非線形性の影響がなくなったと考えられる。

表5.6 低負荷同定実験(A2)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	21.5	10.5	17.0	2.56
12%O <sub>2</sub> 換算NOx濃度	NOX	ppm	146.	73.7	106.	106.
酸素濃度	O2	%	14.9	8.44	11.9	.595
乾燥段上ガス温度	GT1	°C	1100	710.	953.	2270
燃焼段前上ガス温度	GT2	°C	1040	669.	914.	1960
燃焼段後上ガス温度	GT3	°C	978.	488.	725.	7060
第一燃焼室温度	GT4	°C	960.	610.	778.	3680
第二燃焼室ガス温度	GT5	°C	747.	524.	649.	1010
ボイラ出口ガス温度	GT6	°C	316.	279.	299.	36.7
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	740.	361.	559.	3420
炉圧	PRE	mmH <sub>2</sub> O	1.69	-9.35	-3.71	1.51
燃焼空気総量	FDF	Nm <sup>3</sup> /min	468.	197.	418.	675.
炉冷却空気量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	249.	158.	224.	150.
後燃焼空気量	ANQ	Nm <sup>3</sup> /min	234.	63.4	113.	1500
蒸発量制御ダンパ開度	FD1	%	73.7	4.52	53.7	276.
FDFダンパ開度	FDP	%	50.7	49.0	49.9	0.0645
CDFダンパ開度	CDP	%	41.1	39.1	39.9	0.0523
フィーダ速度	FDS	NOTCH	305.	52.9	131.	2050
乾燥ストーカ速度	DTS	NOTCH	301.	43.1	95.8	2060
燃焼ストーカ速度	CTS	NOTCH	310.	79.9	163.	5390
蒸発量制御ダンパ開度ノイズ	FD1N	%	10.0	-10.0	-1.02	6.29
FDFダンパ開度ノイズ	FDFN	%	10.7	-10.7	0.603	8.18
CDFダンパ開度ノイズ	CDFN	%	19.8	-20.1	1.55	29.3
フィーダ速度ノイズ	FDSN	NOTCH	59.9	-57.5	0.252	408.
乾燥ストーカ速度ノイズ	DTSN	NOTCH	64.8	-70.0	1.92	378.
燃焼ストーカ速度ノイズ	CTSN	NOTCH	64.1	-70.1	-0.952	413.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は5760データ

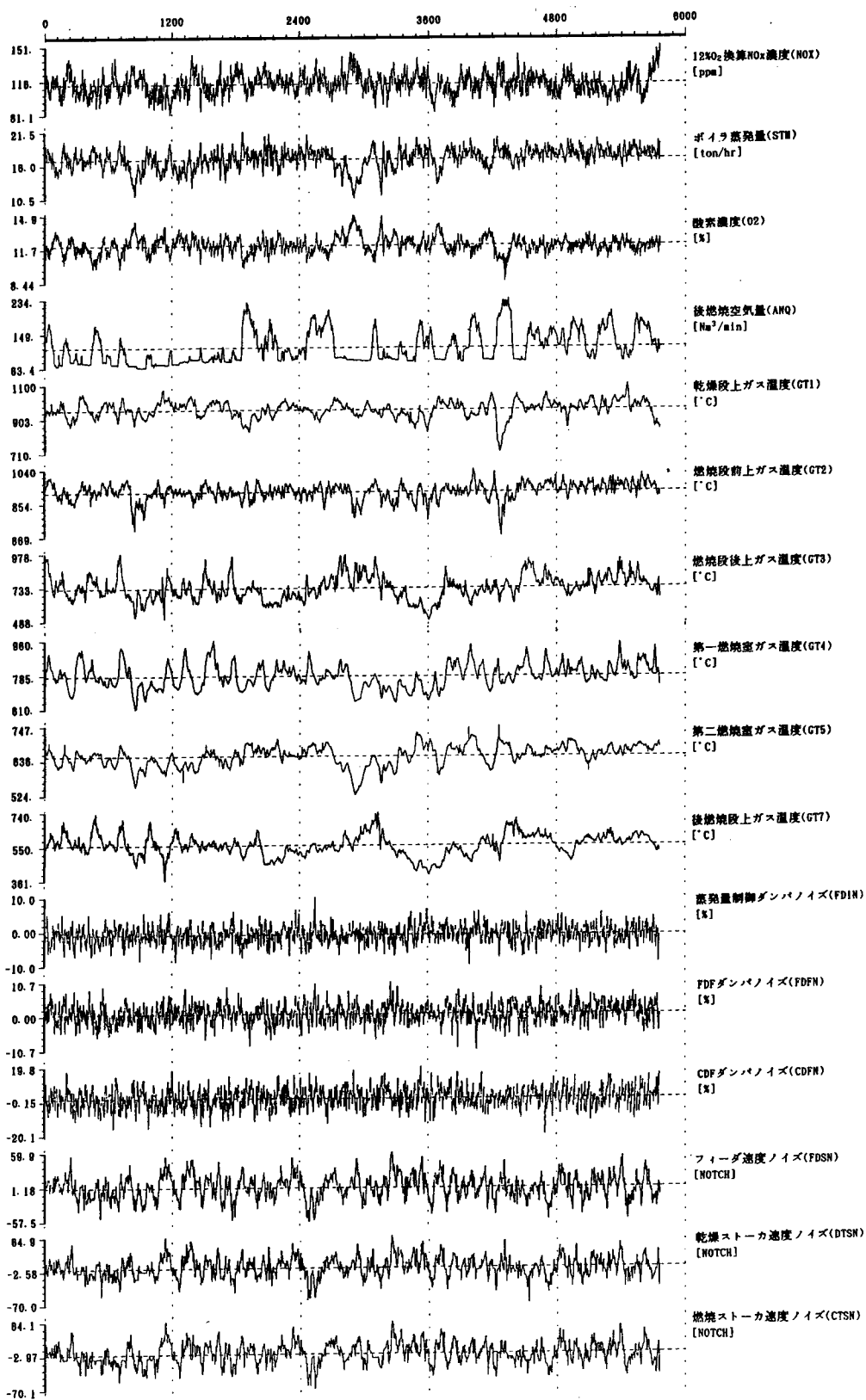
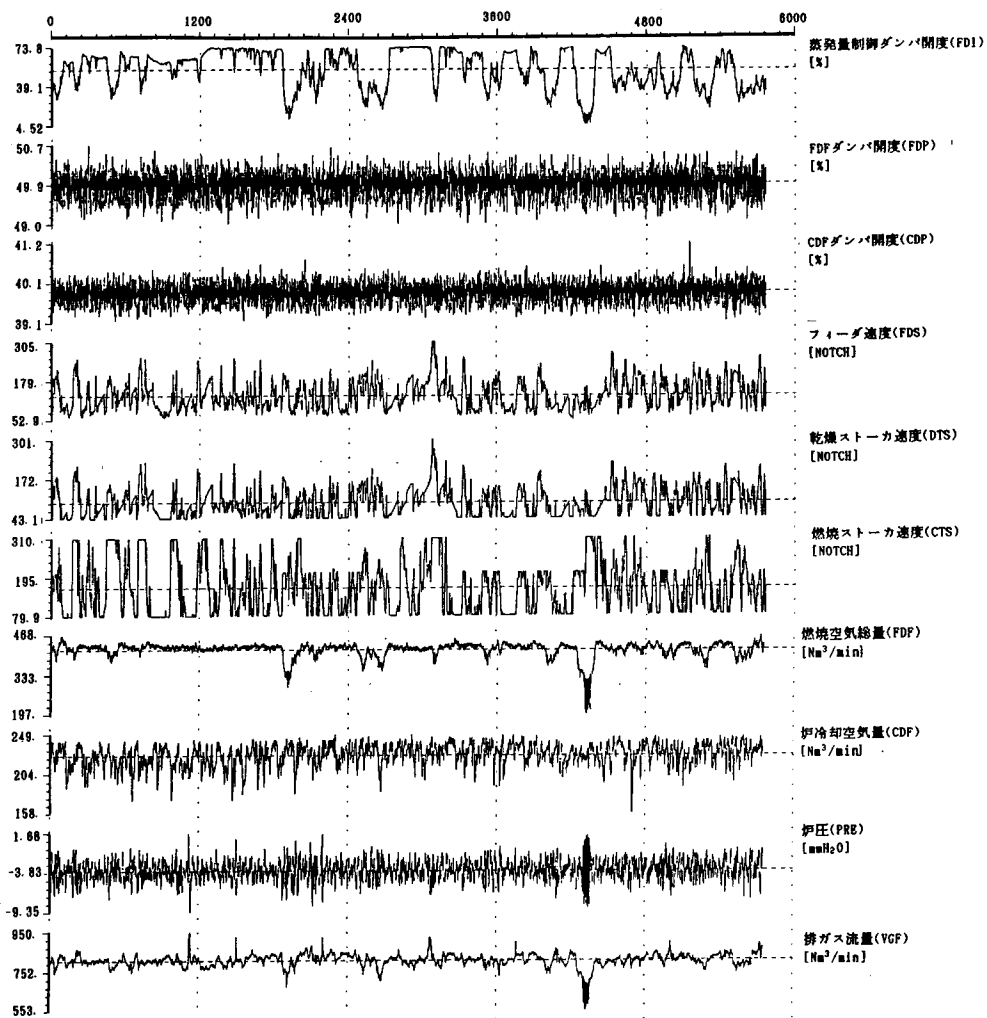


図5.9 高負荷同定実験(A2)における主な変数のチャート





## ② NO<sub>x</sub>濃度について

NO<sub>x</sub>濃度のパワースペクトルについても、1/2.4(cycle/min)付近にピークがない。小さなピークは1/1.5~1/10(cycle/min)に幾つか見られるが、これは低負荷実験(A1)でボイラ蒸発量が安定状態にあるときの、NO<sub>x</sub>濃度のパワースペクトルに見られるピークと同じである。これは、炉温のところで述べるように、燃焼ストロカのストロークによる影響と考えられる。

## ③ 空気量関係について

蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)、PDFダンパノイズ(FDFN)、CDFダンパノイズ(CDFN)には、低負荷時と同じ同定ノイズを使用した。蒸発量制御ダンパの開度が極端に小さくなり、燃焼空気総量が振動している部分は4320ステップあたりだけで、それ以外の部分では非線形性の影響は認められない。蒸発量制御ダンパの開度は平均54%と高く、上限の70%付近に張

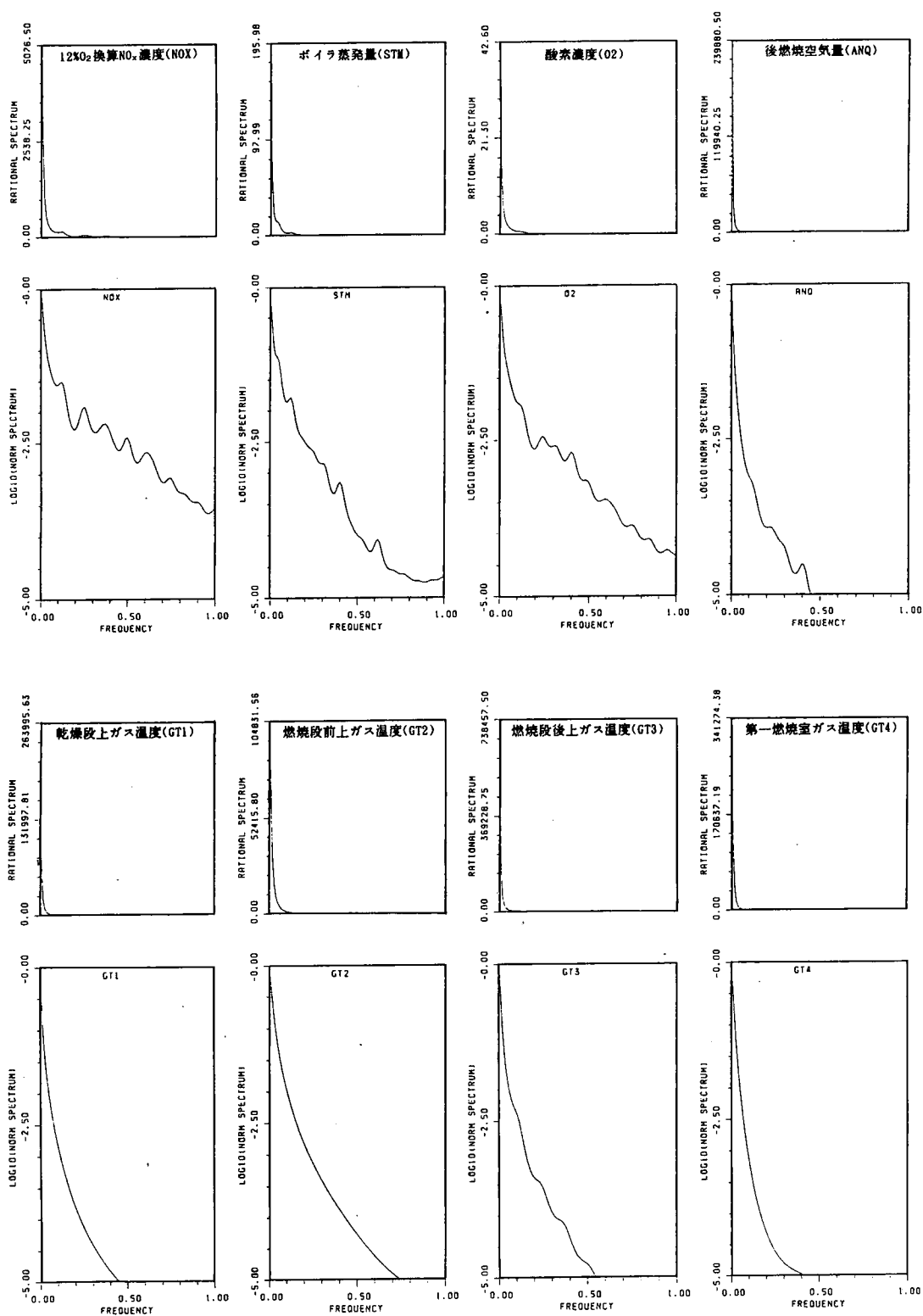
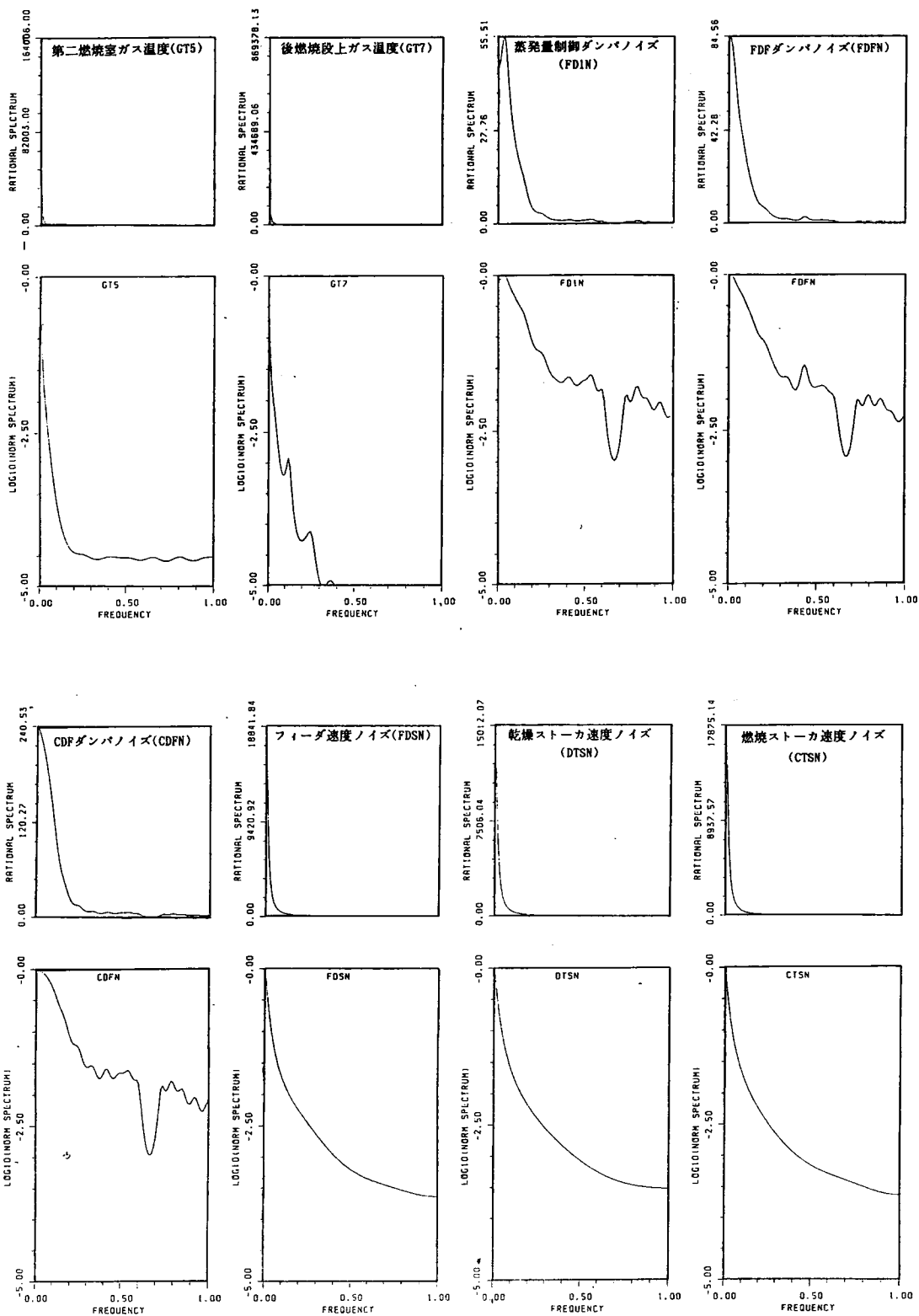
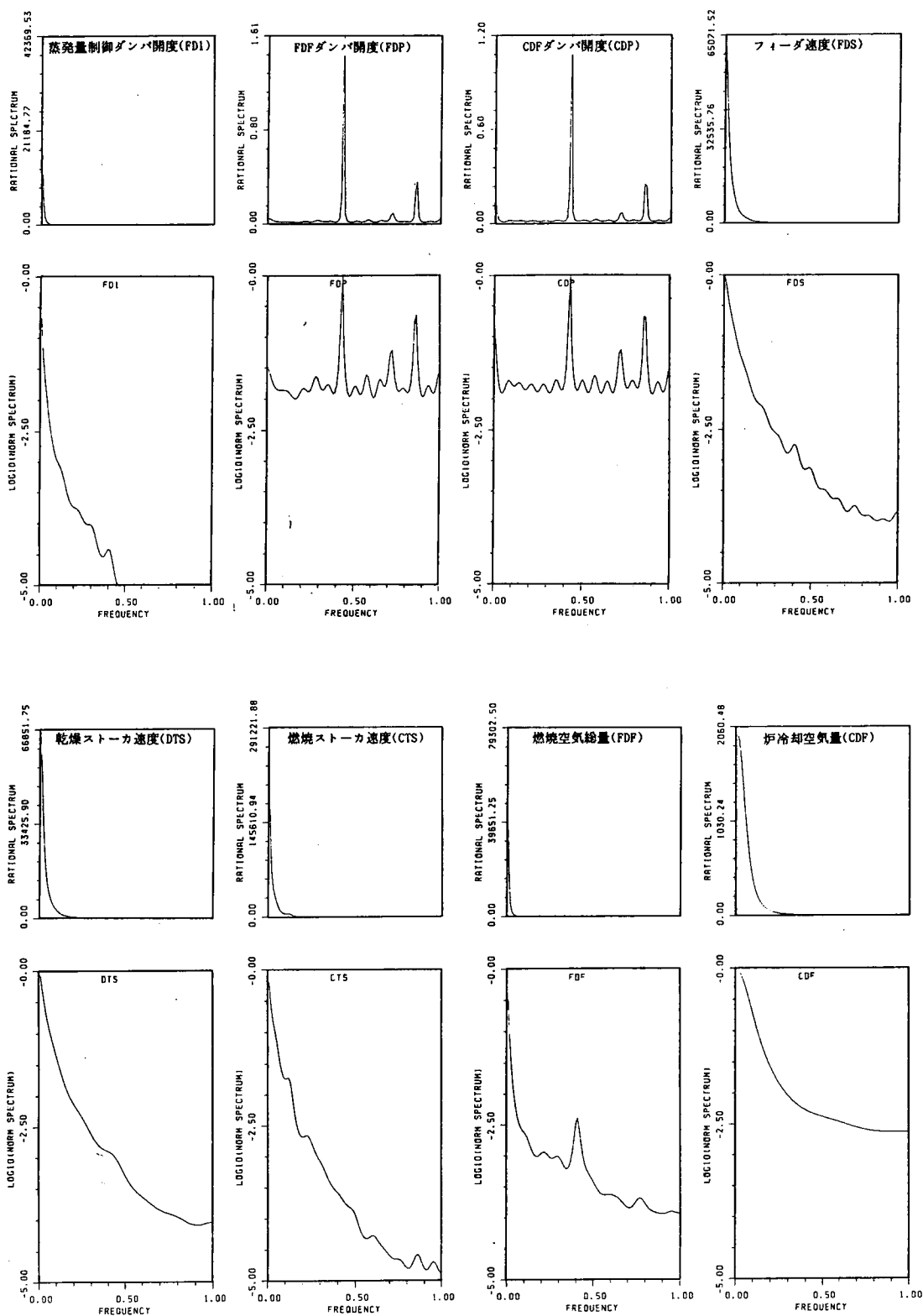
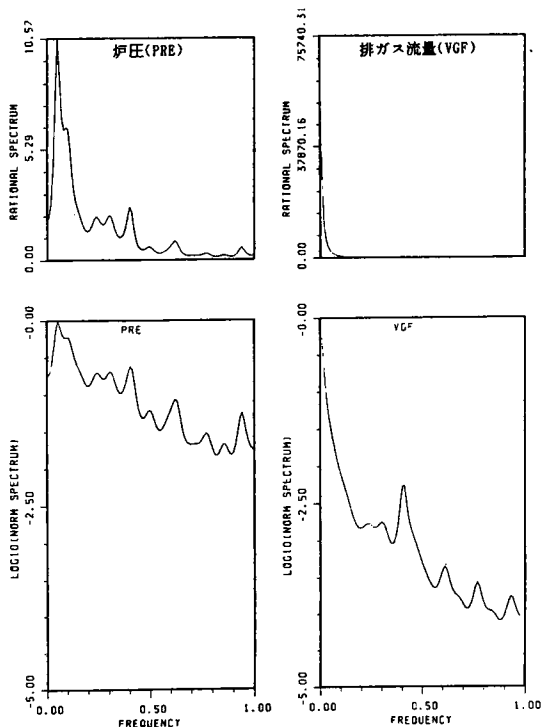


図5.10 高負荷同定実験(A2)における主な変数のパワースペクトル







り付く場合も多い。燃烧空気総量は、ほぼ連続的に420 (Nm<sup>3</sup>/min)を維持している。

#### ④ ストーカ関係について

A C C の各ストーカへの操作信号が大きくなり、フィードノイズ(FDSN)、乾燥ストーカノイズ(DTSN)、燃烧ストーカノイズ(CTSN)にはクリップ処理を行う必要があった。A C C から出力されるフィード速度(FDS)、乾燥ストーカ速度(DTS)、燃烧ストーカ速度(CTS)の信号は、低負荷時と比べると下側(ストーカ速度の速い側)への張り付きが多くなっている。また上限値と下限値の2極化が目立ち、ON-OFF制御に近い動き方をしている。燃烧ストーカ速度(CTS)だけは、上側(ストーカ速度の遅い側)に張り付くことがある。これは、燃え切り点が後燃烧段側へ延びてきたことを、燃烧度センサー(実

用している)が検知して、燃烧ストーカを止めに働いたためである。

図5.11の相互共分散関数を見ると、燃烧ストーカの真の待ち時間(燃烧ストーカ速度指令値(CTSOUT))と後燃烧段上ガス温度には高い正の相関があり、燃えきり点制御が働いていることが分かる。ここで指令値とは、実際に操作端に伝えられる操作量であり、A C C からの操作量と同定ノイズを足し合わせクリッピング処理した値である。これは、燃烧ストーカ速度(CTS)と後燃烧段上ガス温度のパワースペクトルに同一のピークがあることから確認される。一方、燃烧ストーカノイズ(CTSN)と後燃烧段上ガス温度には負の相関が見られ、同定ノイズにより後燃烧段のガス温度が揺らされていることが分かる。すなわち、

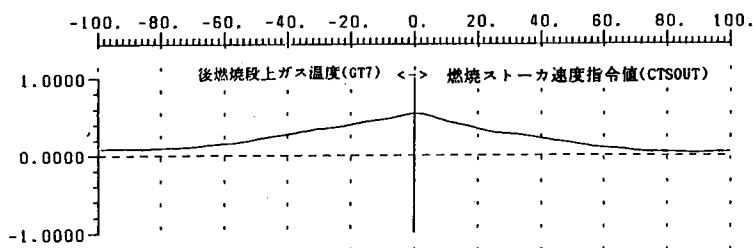


図5.11 後燃烧段上ガス温度(GT7)と燃烧ストーカ速度指令値(CTSOUT)間の相互共分散関数

高負荷時には燃えきり点が下流側に移動してくるため燃えきり点制御が働き、そこに燃焼ストーカノイズを加えていたことになる。以上から、熱灼減量維持とボイラ蒸発量の安定化という2つの目的を同時に満足するように、燃え切り点を適切な位置に送る必要がある。

#### ⑤ 炉温関係について

燃焼段後上ガス温度(GT3)、後燃焼段上ガス温度(GT7)の平均温度が上昇し、分散値が減少することにより、位置の違いによる炉温の変化が小さくなった。これは、燃焼ゾーンが拡大したことを意味している。乾燥段上ガス温度(GT1)と燃焼段上ガス温度(GT2)が低負荷時よりも似た動きをする理由として、ごみ送りが速くなったこと、ごみ層が厚くなったことなどが考えられる。

また、燃焼段後上ガス温度(GT3)、後燃焼段上ガス温度(GT7)は燃え切り点による影響が卓越し、他の炉温との相関は低い。両者のパワースペクトルをみると、1/8、1/4、1/2.6(cycle/min)付近にピークが見られる。燃焼ストーカの1回のストロークにより落ちたごみが、炎を上げ再びもとの状態に戻るまでにかかる時間が約8から10分であり、それが後燃焼段上ガス温度のピークに現れているものと考えられる。また、NOx濃度のピークの位置と一致していることから、ストロークの影響はNOx濃度にも波及していると考えられる。

#### (2) A Rモデルの作成とシステム解析

次の7変数について解析用のA Rモデルを作成した。ストーカの同定ノイズとして、クリッピングの影響が少なかった乾燥ストーカ操作量(DTSN)を用いている。

状態変数:

ボイラ蒸発量(STM)  
NOx濃度(NOX)  
後燃焼段上ガス温度(GT7)

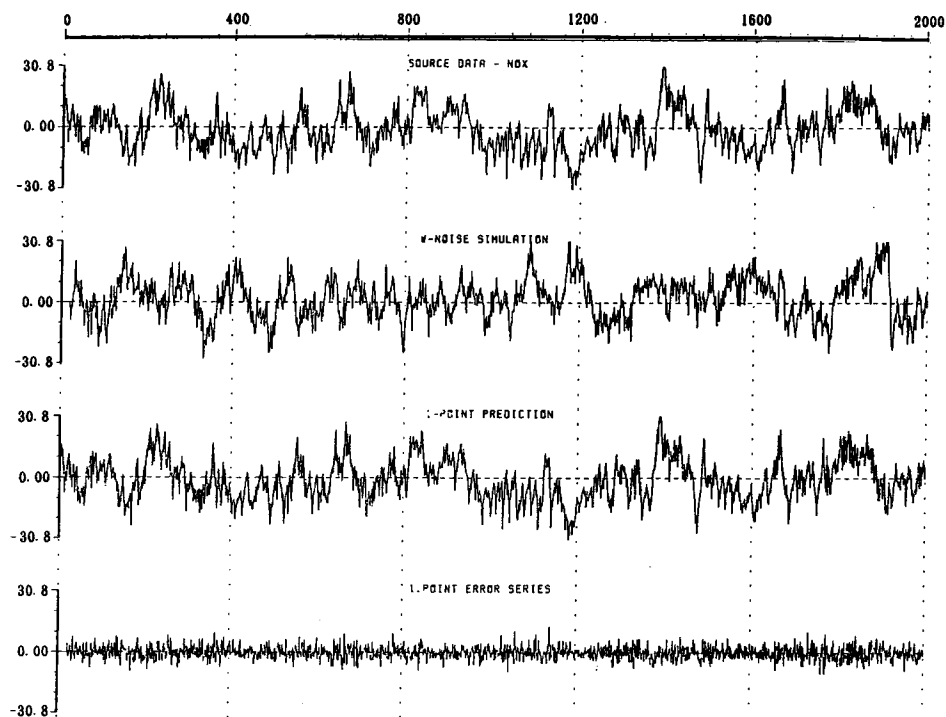
操作変数:

蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)  
FDFダンパノイズ(FDFN)  
CDFダンパノイズ(CDFN)  
乾燥ストーカ速度ノイズ(DTSN)

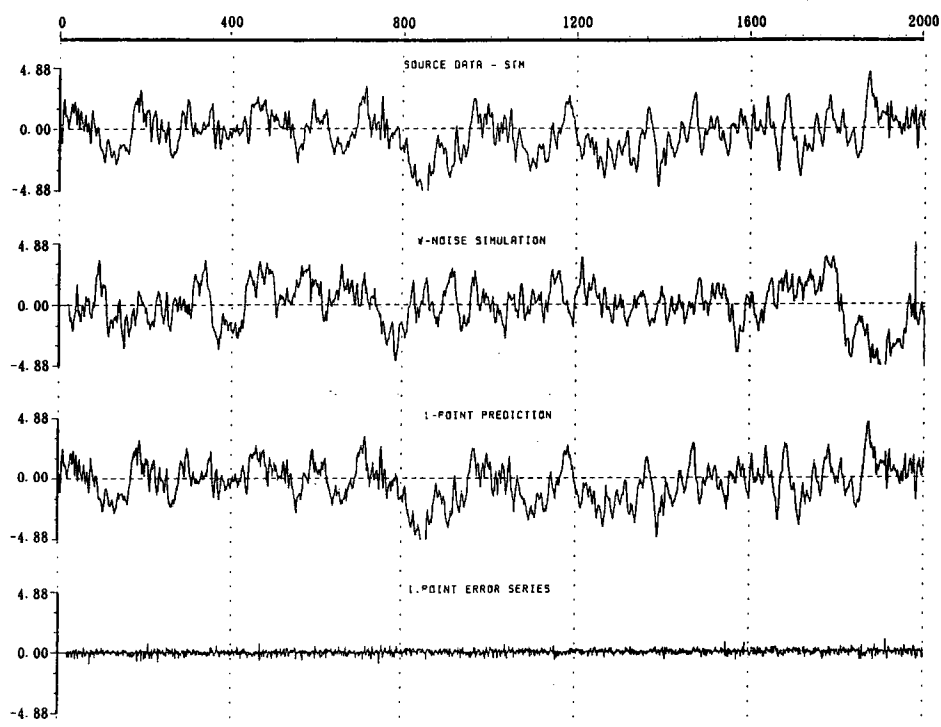
その結果、モデル次数は22次(最大次数は30次で計算)、MPFE値は $0.168 \times 10^4$ となった。残差共分散係数行列を表5.7に示す。残差共分散係数の一番大きい組合せは、ボイラ蒸発量

表5.7 A Rモデルあてはめにおける残差の共分散係数行列(高負荷A2)

	VARIANCE(%)	NOX	STM	GT7	FD1N	FDFN	CDFN	DTSN
NOX	10.8(10.7)	1.00	0.06	-0.03	-0.01	-0.02	0.02	0.02
STM	0.0526(2.1)	0.06	1.00	0.20	0.01	0.01	0.01	-0.02
GT7	6.03(0.2)	-0.03	0.20	1.00	0.02	-0.03	0.01	0.03
FD1N	1.34(21.3)	-0.01	0.01	0.02	1.00	-0.01	-0.00	0.03
FDFN	1.75(21.4)	-0.02	0.01	-0.03	-0.01	1.00	0.04	0.00
CDFN	6.22(21.2)	-0.02	0.01	0.01	-0.00	0.04	1.00	-0.03
DTSN	24.3(6.4)	-0.02	-0.02	0.03	0.03	0.00	-0.03	1.00

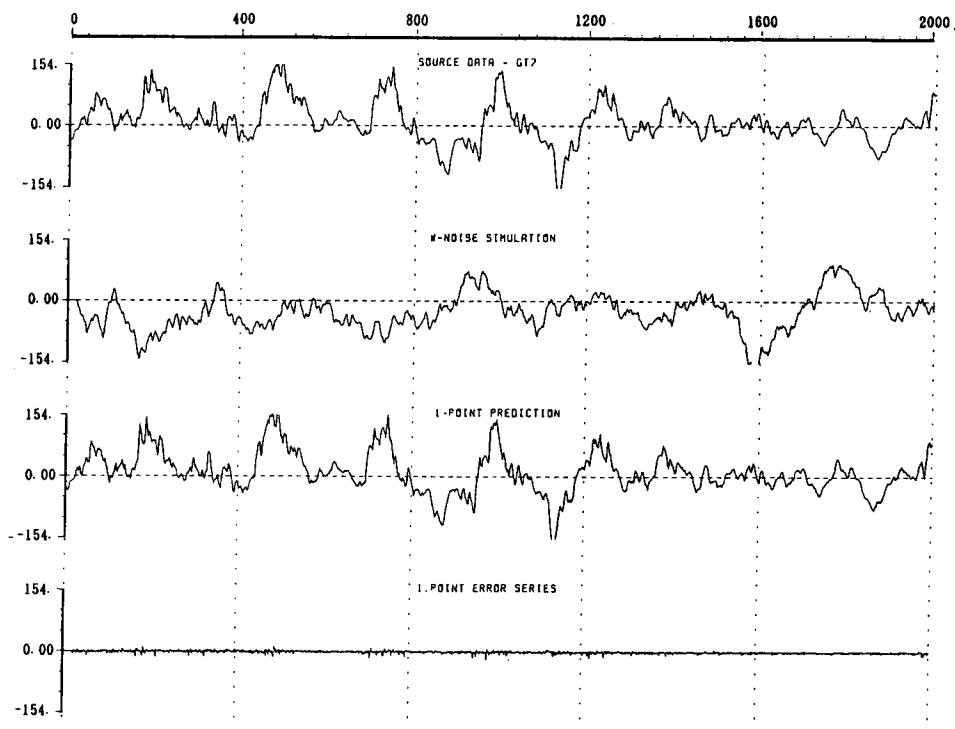


(a) 12%O<sub>2</sub>換算NO<sub>x</sub>濃度(NO<sub>x</sub>)

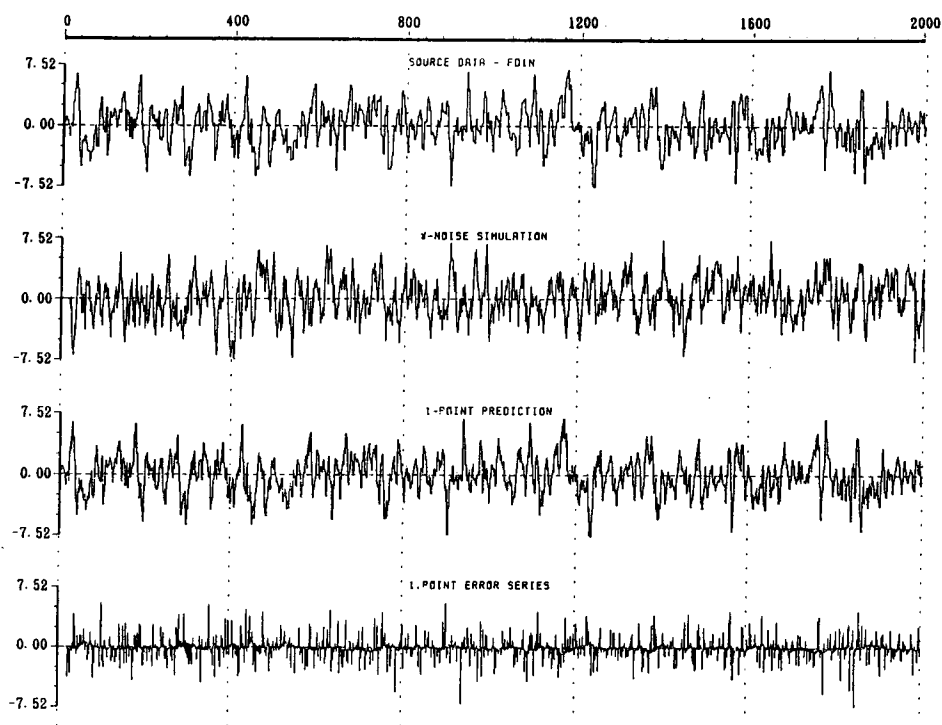


(b) ボイラ蒸発量(STM)

図5.12 ホワイトノイズシミュレーションとワンポイントプレディクション (高負荷A2)

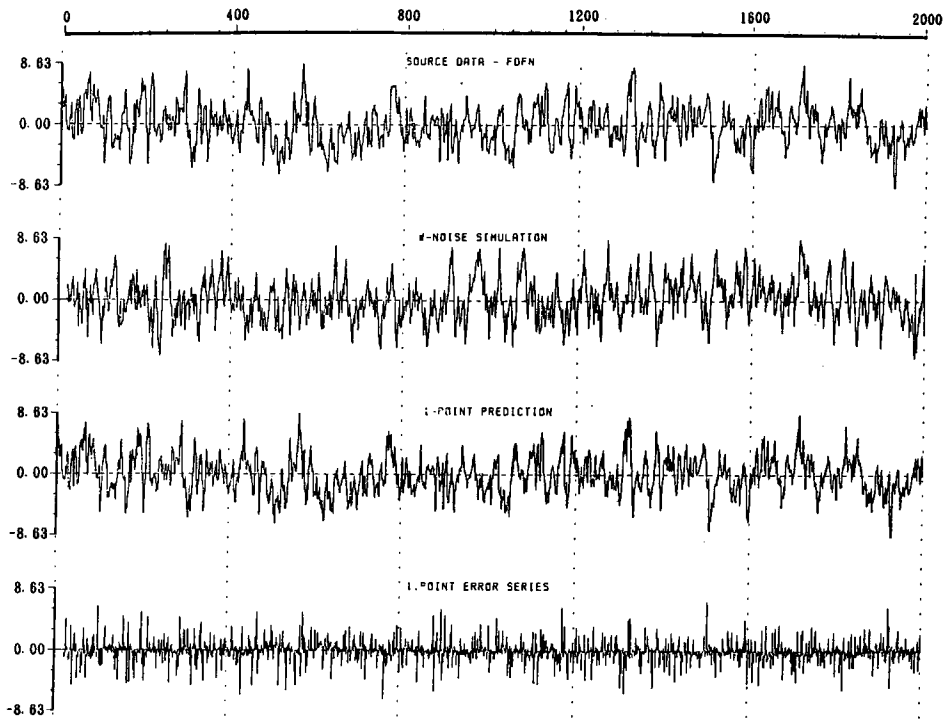


(c) 後燃焼段上ガス温度(GT7)

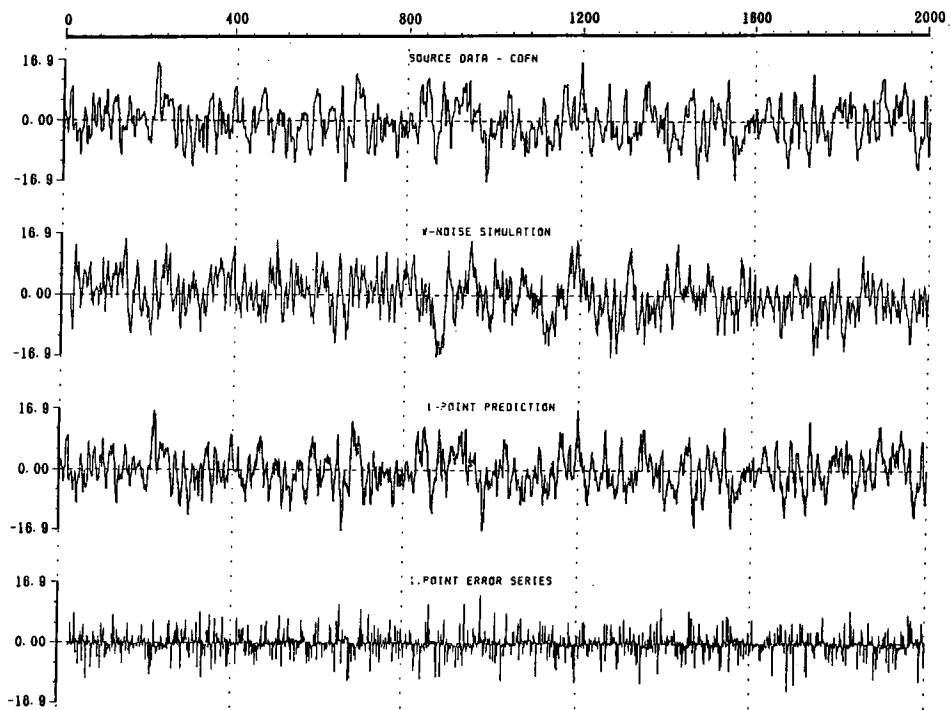


(d) 蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)

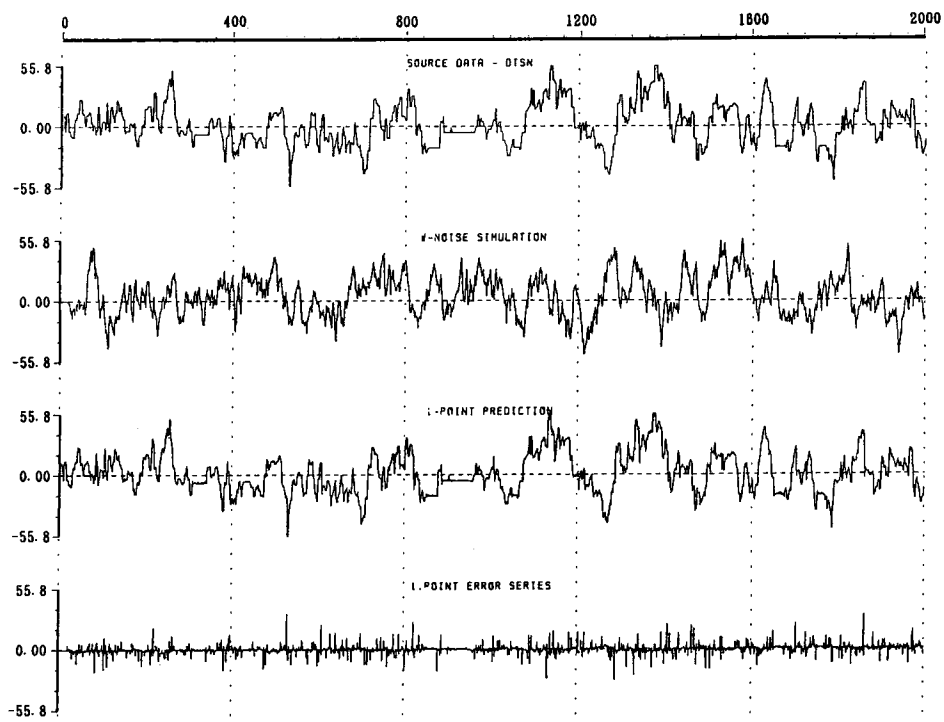




(e) FDFダンパノイズ(FDFN)



(f) CDFダンパノイズ(CDFN)



(g) 乾燥ストーカ速度ノイズ(DTSN)

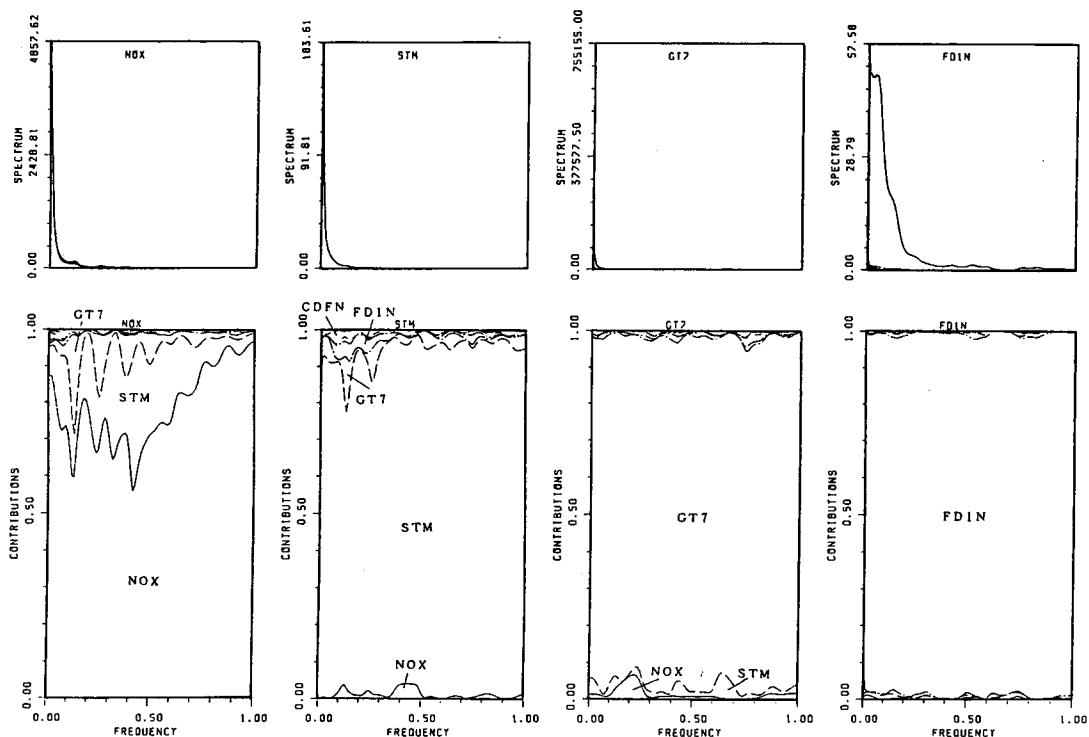
(STM)と後燃焼段上ガス温度(GT7)の0.20であり、問題ないと考えた。

ホワイトノイズシミュレーションとワンポイントプレディクションの結果を図5.12に示す。ホワイトノイズシミュレーションは良く合っていると見なせる。ワンポイントプレディクションの予測誤差を低負荷の場合と比べると、NOx濃度では大きく、ボイラ蒸発量では小さくなっている。ARモデルは、あてはめに使用した全データの大勢を表すモデルとなるため、ソースデータを使用したワンポイントプレディクションでは、ボイラ蒸発量の安定状態と不安定状態がはっきり分かれた低負荷実験(A1)の場合に予測精度は悪くなり、ボイラ蒸発量が全体的に同じ傾向を示す本高負荷実験の場合に予測精度は一様となる、と考えられる。

次に、ARモデルから求めたNOx濃度とボイラ蒸発量に対するノイズ寄与率を図5.13に示す。この図から以下のことがわかる。

#### ① NOx濃度について

低周波から高周波にかけてボイラ蒸発量の寄与がある。後燃焼段上ガス温度(GT7)からの寄与は直流分にはほとんどないが、NOx濃度のスペクトルのピーク位置には大きな寄与がある。操作変数からの寄与はほとんどない。

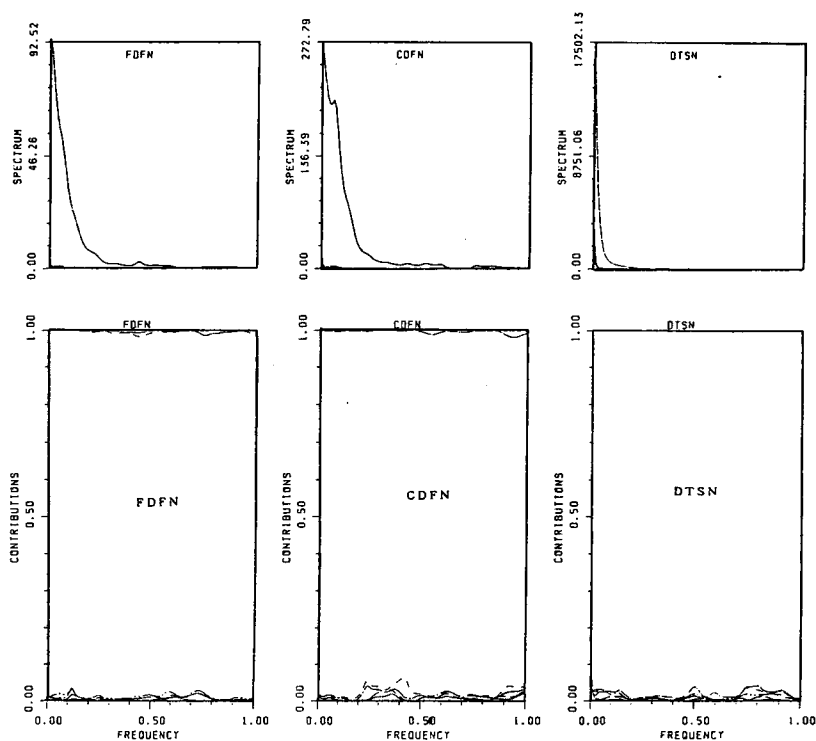


(a)  $12\text{NO}_2$ 換算 $\text{NO}_x$ 濃度(NOX)

(b) ボイラ蒸発量(STM)

(c) 後燃焼段上ガス温度(GT7)

(d) 蒸発量制御ダンパノイズ(FDIN)



(e) FDFダンパノイズ(FDFN)

(f) CDFダンパノイズ(CDFN)

(g) 乾燥ストロカ速度ノイズ(DTSN)

図5.13 ノイズ寄与率 (高負荷A2)

## ② ボイラ蒸発量について

直流付近及びスペクトルのピークの位置に、後燃焼段上ガス温度からの寄与がある。低周波において蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)からの寄与が見られるが、低負荷の場合に比べて小さい。

低負荷実験(A1)と比べると、NOx濃度については後燃焼段上ガス温度の低周波における寄与が小さくなり、ボイラ蒸発量については蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)やCDFダンパノイズ(CDFN)の低周波における寄与が小さくなっている。すなわち、操作性が悪くなっていると考えられる。

## (3) 最適フィードバックゲインの計算

同一のモデル変数で制御用ARモデルのあてはめを行った。制御用計算機の記憶容量の制約から最大次数は8次で計算した。その結果、モデル次数は8次、FPEC値は $0.401 \times 10$ となった。

以下、低負荷時と同様に、操作変数をノイズから操作量と呼ぶことにする。

NOx濃度・ボイラ蒸発量同時制御の最適フィードバックゲインを低負荷時と同様に計算した。すなわち、操作変数の許容分散値を標準に設定し、ボイラ蒸発量とNOx濃度の重みも標準に設定した。また、制御対象外である後燃焼段上ガス温度(GT7)の重みを0にした。この状態からNOx濃度の重みを変えてゆくと、ボイラ蒸発量の分散値は $1.24 \sim 1.81(\text{ton/hr})^2$ で変化し、目標とする $1.0(\text{ton/hr})^2$ 以下を満たすことができなかった。そこで、NOx濃度とボイラ蒸発量の重みを初期の設定にもどし、操作変数の許容分散値を2倍、4倍、6倍に増やして計算したところ、ボイラ蒸発量の分散値はそれぞれ $1.06(\text{ton/hr})^2$ 、 $0.83(\text{ton/hr})^2$ 、 $0.67(\text{ton/hr})^2$ と減少した。操作変数の分散値はなるべく小さい方が良いので、4倍のゲインを最適フィードバックゲインに採用することにした。この最適フィードバックゲインの計算では、NOx濃度の分散値が $71.6\text{ppm}^2$ となった。

次に、操作変数の効果計算を行った。その結果、蒸発量制御ダンパ操作量(FD1N)と乾燥ストロカ操作量(DTSN)はボイラ蒸発量制御に、PDFダンパ操作量(FDFN)とCDFダンパ操作量(CDFN)はNOx濃度制御に対して働くことがわかった。

表5.8 高負荷実験(A2)における制御シミュレーションの比較

	操作量 許容 分散値	O <sub>2</sub> 12%換算 NOx濃度 分散値	ボイラ 蒸発量 分散値	後燃焼段 上ガス温度 分散値
		ppm <sup>2</sup>	(ton/h) <sup>2</sup>	°C <sup>2</sup>
ACC単独制御	—	109	1.90	2850
NOx濃度・ボイラ蒸発量 同時制御	$4\sigma^2$	65	0.94	1190

\*  $\sigma^2$ は同定実験における操作変数の分散値

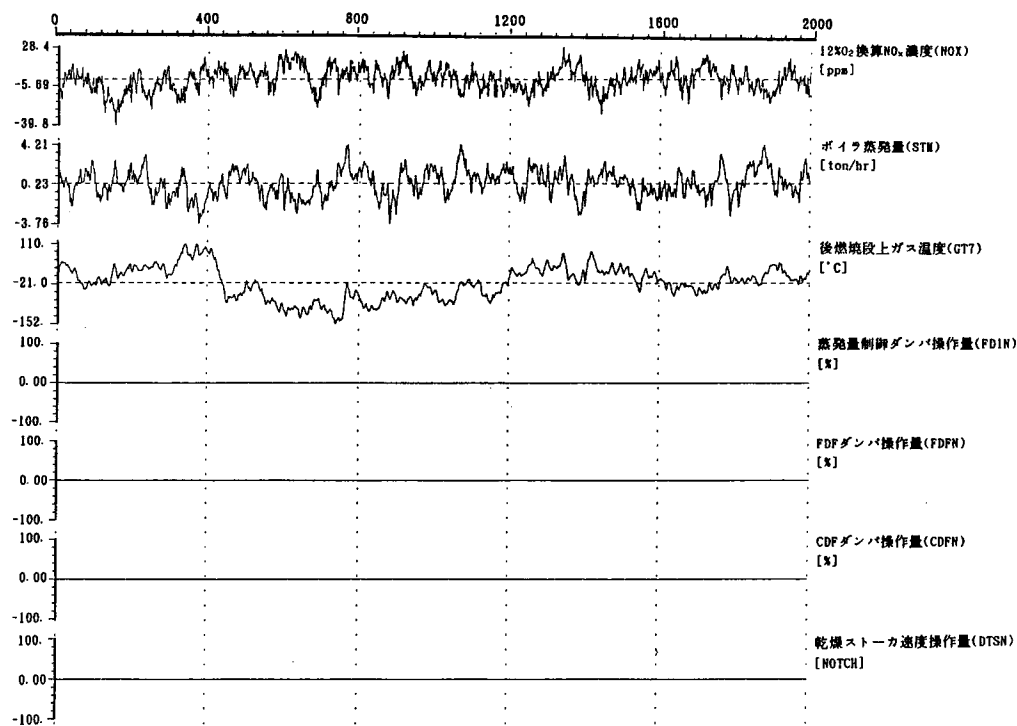


図5.14 ACC単独制御シミュレーション (高負荷A2)

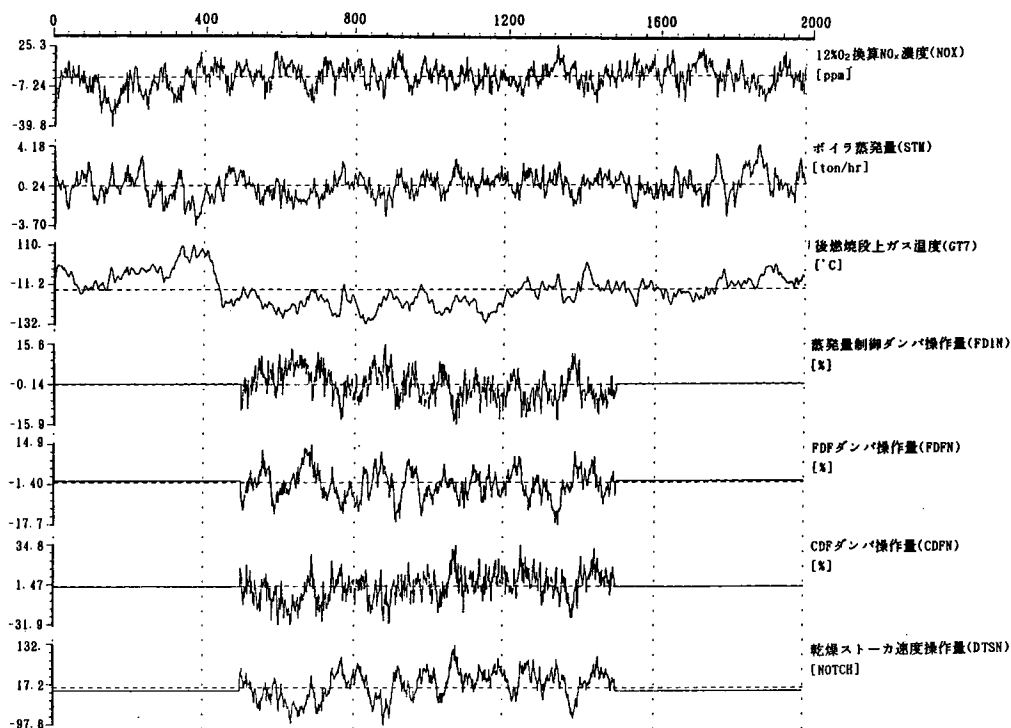


図5.15 ボイラ蒸発量・NO<sub>x</sub>濃度の同時制御シミュレーション (高負荷A2)

そして、制御系の比較をするためにシミュレーションを行った。

まず、A C C単独制御のシミュレーションをおこなう。計算方法は低負荷実験(A1)と同様である。結果の統計量を表5.8、チャートを図5.14に示す。NOx濃度の分散が109ppm<sup>2</sup>、平均が1.68ppm、ボイラ蒸発量の分散が1.90(ton/hr)<sup>2</sup>となっている。ボイラ蒸発量の分散値が高いことから、同定実験時にA C Cが効果的に働いていなかったことが推測される。

次に、NOx濃度・ボイラ蒸発量同時制御のシミュレーションを行った。操作変数の許容分散値を標準の4倍に設定したゲインを用いて、制御シミュレーションを行った。結果の統計量を表5.8にチャートを図5.15に示す。NOx濃度の分散値は65.2ppm<sup>2</sup>、ボイラ蒸発量の分散値は0.937(ton/hr)<sup>2</sup>となった。ボイラ蒸発量は高い値を示しているが、A C C単独制御と比較すれば0.49倍に減少している。チャートを見ると、NOx濃度やボイラ蒸発量の低周波成分がかなり除去されている。また、後燃焼段上ガス温度は分散値が0.5倍となっており、同時に炉温も安定している。

以上をまとめると、同定実験時のA C Cの状態は不安定であって、ボイラ蒸発量制御がうまく働いていなかったと判断される。最適フィードバックゲインの計算では、ボイラ蒸発量目標値の1.0(ton/hr)<sup>2</sup>を下回るようにするために、操作変数の許容分散値を4倍に設定する必要があった。

#### (4)制御実験と問題点

計算した最適化フィードバックゲインを使って、高負荷時の制御実験を行った。ボイラ蒸発量の設定値は18.0(ton/hr)とし、実験時間は4時間36.5分(553ステップ)とした。使用した最適フィードバックゲインは、操作変数の分散を4倍にとったNOx濃度・ボイラ蒸発量の同時制御ゲインである。

実験結果の一部を表5.9、及びそのチャートを図5.16に示す。NOx濃度については平均と分散がそれぞれ105ppmと103ppm<sup>2</sup>に、ボイラ蒸発量については分散が1.52(ton/hr)<sup>2</sup>となり、良い制御効果は得られなかった。

表5.9 高負荷制御実験(A2)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	21.3	13.6	17.7	1.45
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	136.	80.9	105.	109.
第一燃焼室温度	GT4	°C	894.	746.	809.	1140
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	632.	472.	552.	1240
蒸発量制御ダンパ開度	FD1	%	83.2	5.55	40.7	401.
蒸発量制御ダンパ開度ノイズ	FD1N	%	29.6	-27.2	1.60	53.5
燃焼空気総量	FDF	Nm <sup>3</sup> /min	445.	176.	380.	2660
燃焼ストロカ速度	CTS	NOTCH	281.	80.5	136.	2090
燃焼ストロカ速度ノイズ	CTSN	NOTCH	35.3	-44.8	-6.75	456.
乾燥ストロカ速度	DTS	NOTCH	214.	47.0	132.	2100

\* データのタイムステップは30秒、データ数は500データ

A C CとA Rモデル制御の協調制御の効果が発揮されなかった理由として、次の原因が考えられる。

#### ① ごみ質の変化

制御が効果的に働かない理由として、ごみの発熱量の低下が挙げられる。実験より数日前から雨が降り続いており、ごみ質が悪くなっているようであった。同定実験時にもごみ質が悪くなり、ボイラ蒸発量が下がっている。制御実験においてもボイラ蒸発量を18.0(ton/hr)に維持することが難しいため、16.5(ton/hr)に下げて再び制御実験を行ったが、それでも良い結果は得られなかった。また、16.5(ton/hr)の設定でA C C単独制御を行っても、NOx濃度とボイラ蒸発量の分散は大きくなった。制御シミュレーションで予測されたように、A C Cの不安定な状態で同定実験を行っていたようである。このような状態で同定を行っても、良いモデルが得られないことがわかった。

#### ② ダンパ開度と流量の非線形性

ダンパに非線形性が現れた。A Rモデルは線形性を仮定したモデルであるから、システムの線形性が維持されている状態で作成し、その状態で制御しなければならない。しかし、同定実験では蒸発量制御ダンパ開度が平均して高く、制御実験には低くなった。この安定

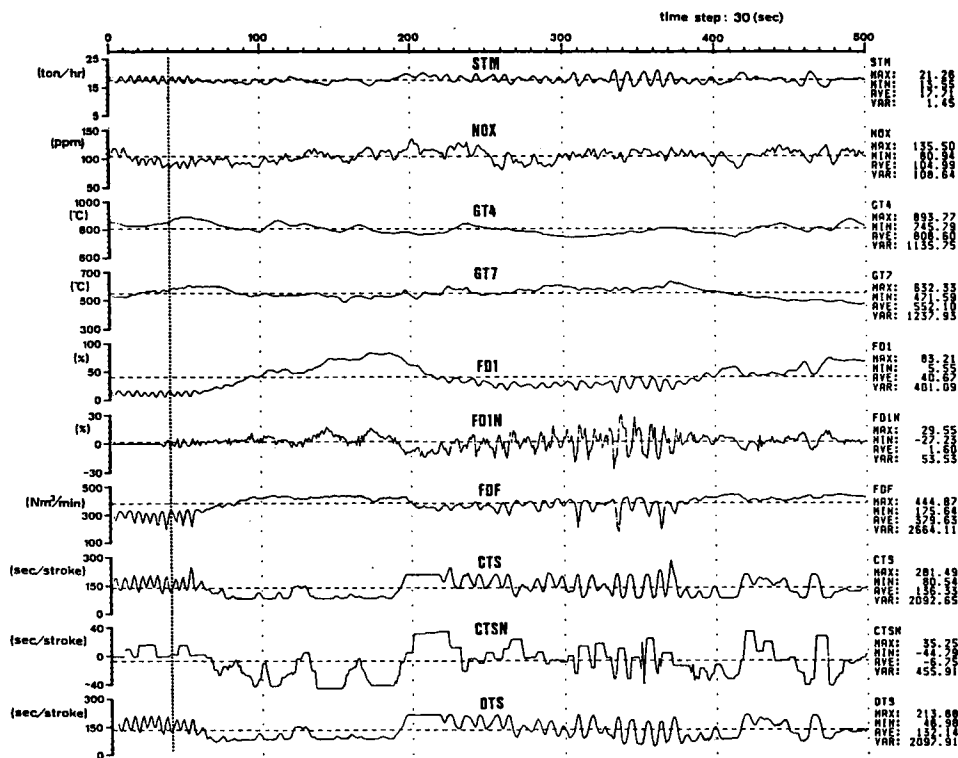


図5.16 高負荷制御実験(A2)における主な変数のチャート

しない理由として、ACCがごみ質の変動に対し非常に不安定となっていたことが考えられる。ACCからの燃焼ストロカ速度の操作は、上限と下限にはりつくことが多く、ごみは断続的に移動した。そのため、燃焼空気量もごみ量によって多い状態、あるいは少ない状態へと偏る傾向があった。燃焼を安定させるためには、ACCの安定したごみ送りと空気の供給が必要であることがわかった。

### ③ 過大な操作量

制御実験では同定実験時に与えたノイズと比べてかなり大きな操作を加えたため、システムに非線形性の影響を生じさせたことである。制御時には、操作量の分散値をノイズの分散値と同程度にすべきであるが、その条件では所望する制御効果を有するフィードバックゲインは得られず、操作量の許容分散値を大きくして計算せねばならなかった。このように、入力したノイズと同程度の操作量だけでは制御が不可能な場合、現状のACCではADCの効果を期待することはできないということがわかった。

以上の考察から、ACCとARモデルを協調させるためには、ARモデル制御が効果を発揮できる状態へ、ACC側を変えてゆく必要があるという結論に達した。そこで、燃焼ストロカ速度をACCから切りはなし、ARモデルから直接制御する方法を試みることにした。

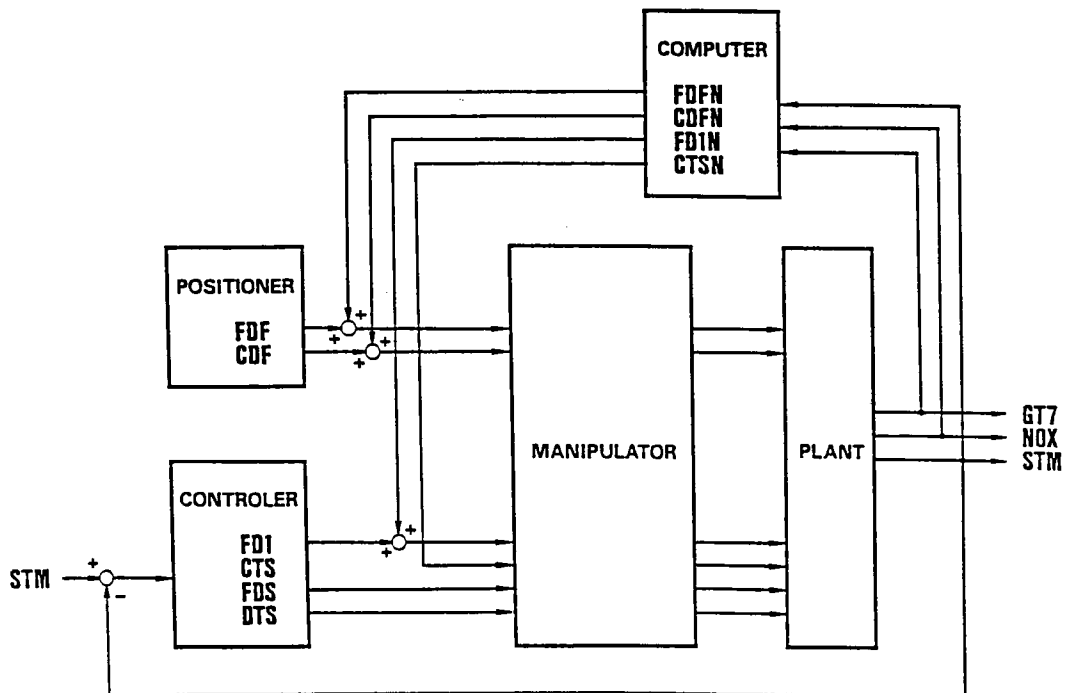


図5.17 燃焼ストロカ手動同定時のブロックダイアグラム（高負荷B1）



### 5.2.3 高負荷実験（高負荷B1）

手動実験では直流分及び低周波に大きな寄与があったが、これは同定信号としての手動操作に低周波成分が多く含まれていたためと推測される。同定実験の場合、同定ノイズはACC信号にたし込まれるが、そのACC信号は「最高速」と「最低速」の2極にはりついていることが多く、同定ノイズをたし込んでも高周波成分が卓越してしまい、低周波成分を同定できなくなる。そこで、本実験ではACCと燃焼ストロカを切り放し、手動で操作する同定実験を試みる。ただし、フィーダや乾燥ストロカはACCが制御する。手動操作だけでは高周波成分がないので、手動操作と同定ノイズを加えた信号をモデル変数として用いることにする。

#### (1)同定実験

燃焼ストロカ速度を「手動+同定ノイズ」で動かした。同定実験のブロックダイアグラムを図5.17に示す。収録したデータのチャートを図5.18に示す。実験開始から約一日のあ

表5.10 低負荷同定実験(B1)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	22.7	5.18	16.8	5.49
12%O <sub>2</sub> NO <sub>x</sub> 濃度	NOX	ppm	160.	40.9	105.	202.
酸素濃度	O2	%	16.7	7.01	11.6	1.84
乾燥段上ガス温度	GT1	°C	1050	643.	941.	3000
燃焼段前上ガス温度	GT2	°C	1040	512.	883.	5470
燃焼段後上ガス温度	GT3	°C	967.	414.	674.	8540
第一燃焼室温度	GT4	°C	985.	525.	790.	4450
第二燃焼室ガス温度	GT5	°C	817.	423.	662.	2560
ボイラ出口ガス温度	GT6	°C	316.	248.	294.	95.0
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	779.	326.	522.	5700
炉圧	PRE	mmH <sub>2</sub> O	3.05	-11.4	-4.06	2.74
燃焼空気総量	FDF	Nm <sup>3</sup> /min	476.	177.	367.	3070
炉冷却空気量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	253.	17.4	200.	3930
後燃焼空気量	ANQ	Nm <sup>3</sup> /min	241.	21.7	143.	3360
蒸発量制御ダンパ開度	FD1	%	73.8	4.52	38.3	377.
FDFダンパ開度	FDP	%	50.8	49.0	49.8	0.0656
CDFダンパ開度	CDP	%	44.1	39.0	39.9	0.117
フィーダ速度	FDS	NOTCH	305.	62.8	173.	2080
乾燥ストロカ速度	DTS	NOTCH	302.	43.4	124.	2210
燃焼ストロカ速度	CTS	NOTCH	311.	56.0	125.	1880
蒸発量制御ダンパ開度ノイズ	FD1N	%	10.0	-21.8	-1.03	6.35
FDFダンパ開度ノイズ	FDFN	%	10.7	-10.1	0.606	8.25
CDFダンパ開度ノイズ	CDFN	%	19.8	-20.3	1.55	28.4
フィーダ速度ノイズ	FDSN	NOTCH	1230	1230	1230	0.00
乾燥ストロカ速度ノイズ	DTSN	NOTCH	1270	1270	1270	0.00
燃焼ストロカ速度ノイズ	CTSN	NOTCH	65.7	-90.1	0.170	435.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は5760データ

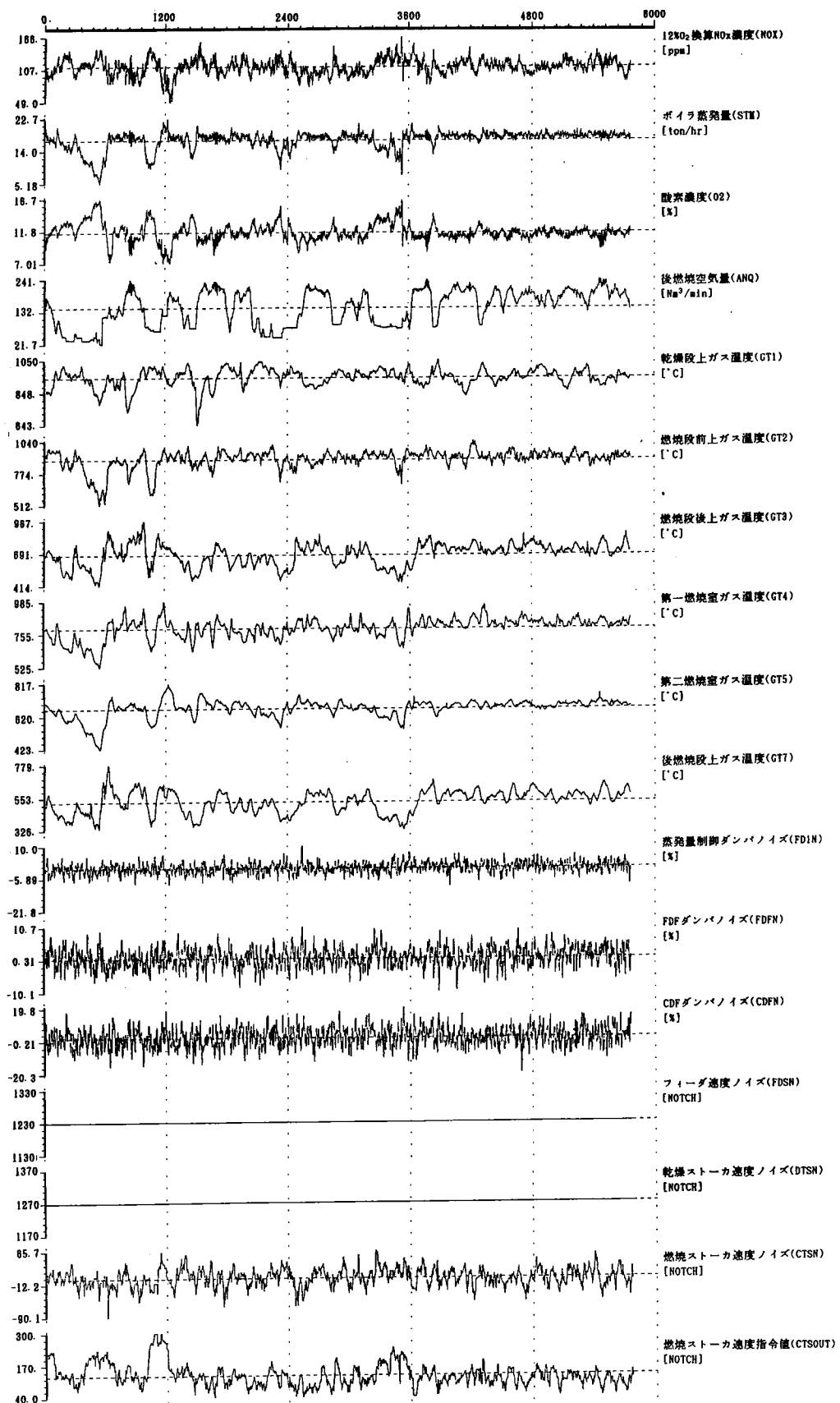
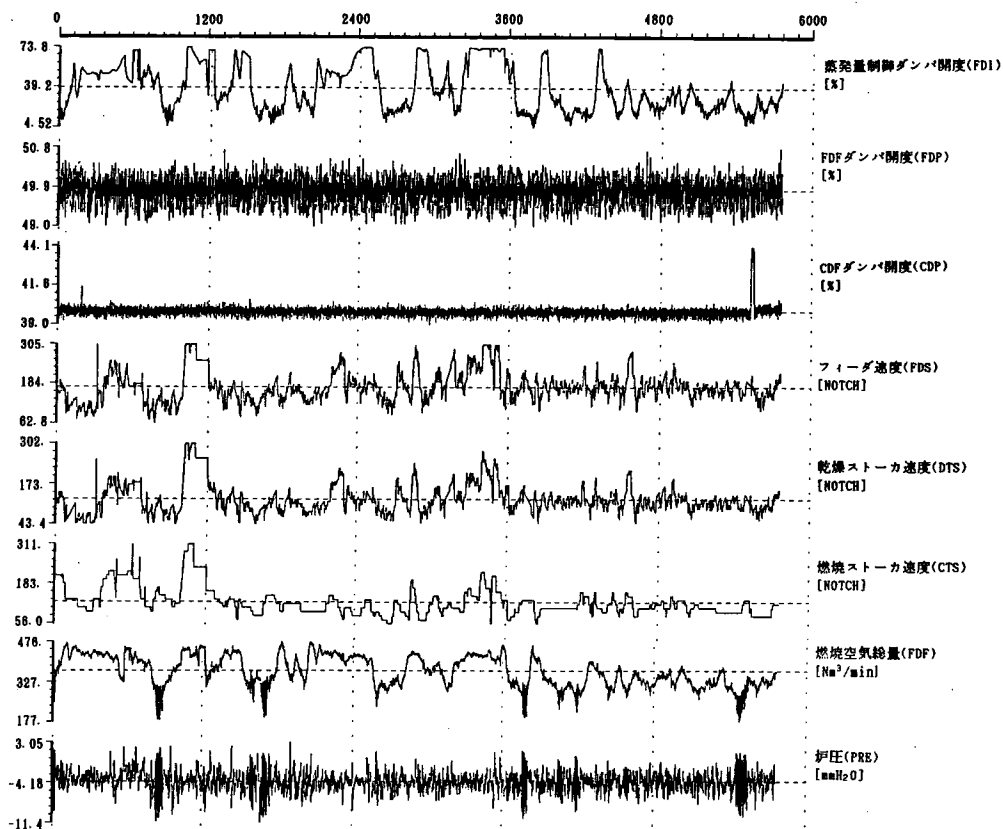


図5.18 高負荷同定実験(B1)における主な変数のチャート



いだシステムは不安定であり、一時的にバーナを使用する必要が生じた。そのため前半部は解析に不適と考え、解析に使う部分は3701～6390ステップとした。主な変数の統計量を表5.10に、また主な変数のパワースペクトルを図5.19に示す。

#### ① ボイラ蒸発量について

平均値は17.3 (ton/hr)、分散値は $2.34 (\text{ton/hr})^2$ であり、これは高負荷同定実験(A2)の平均値や分散値に近い。パワースペクトルも高負荷同定実験(A2)の場合と似ており、 $1/2.4 (\text{cycle/min})$ 付近に蒸発量制御ダンパの影響によるピークが現れている。

#### ② NOx濃度について

平均値は114ppm、分散値は $136 \text{ppm}^2$ である。高負荷実験(A2)と比べると平均値はほぼ等しいが、分散値は $30 \text{ppm}^2$ と高い。

#### ③ 空気量関係について

蒸発量制御ダンパノイズ(FDIN)、FDFダンパノイズ(FDFN)、CDFダンパノイズ(CDFN)は高負荷実験(A2)と同じ同定ノイズである。ACCからの信号である蒸発量制御ダンパ開度(FDI)を見ると、下限の5%から上限の70%の範囲で動いている。5%の付近で高周波の振動が見

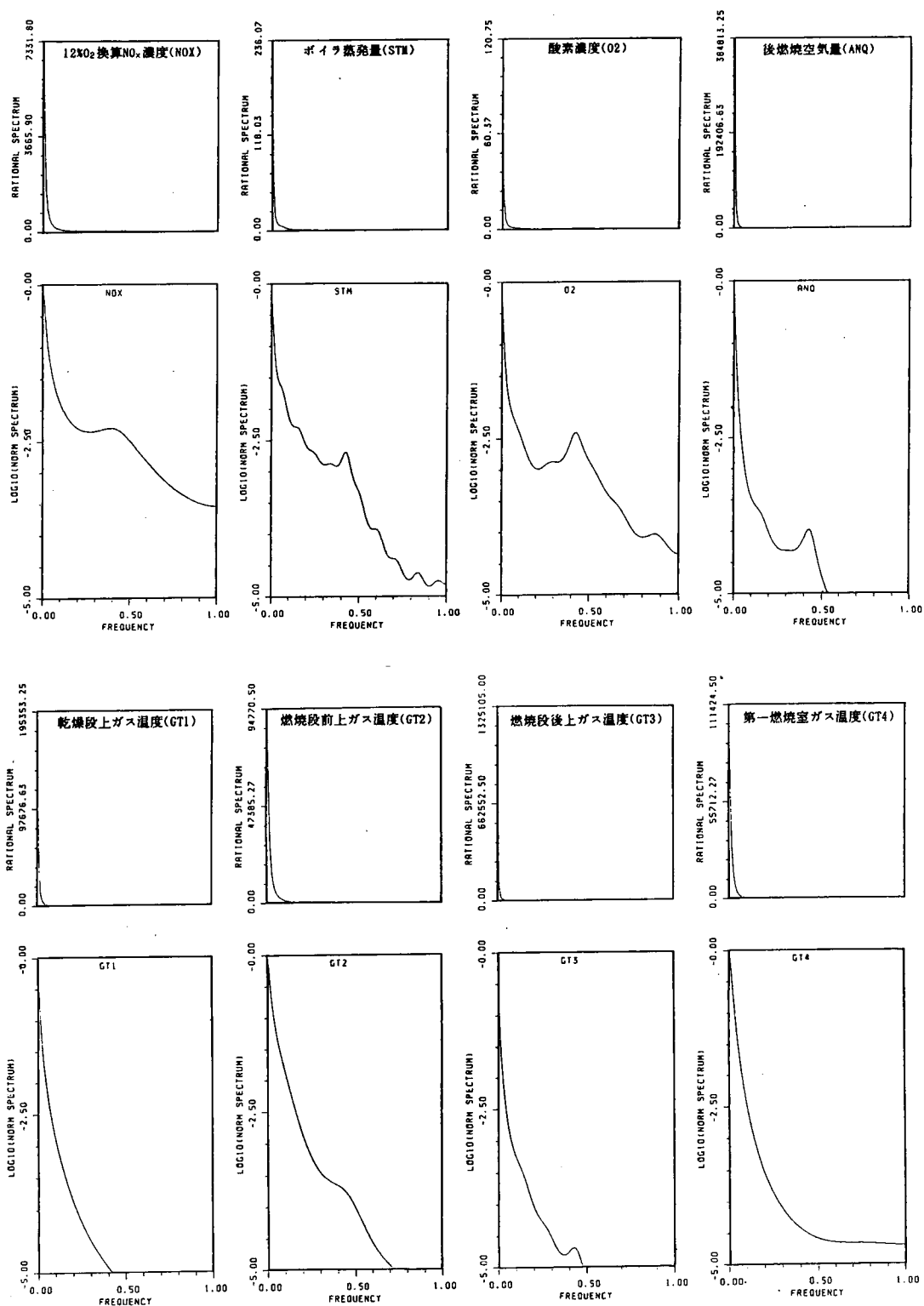
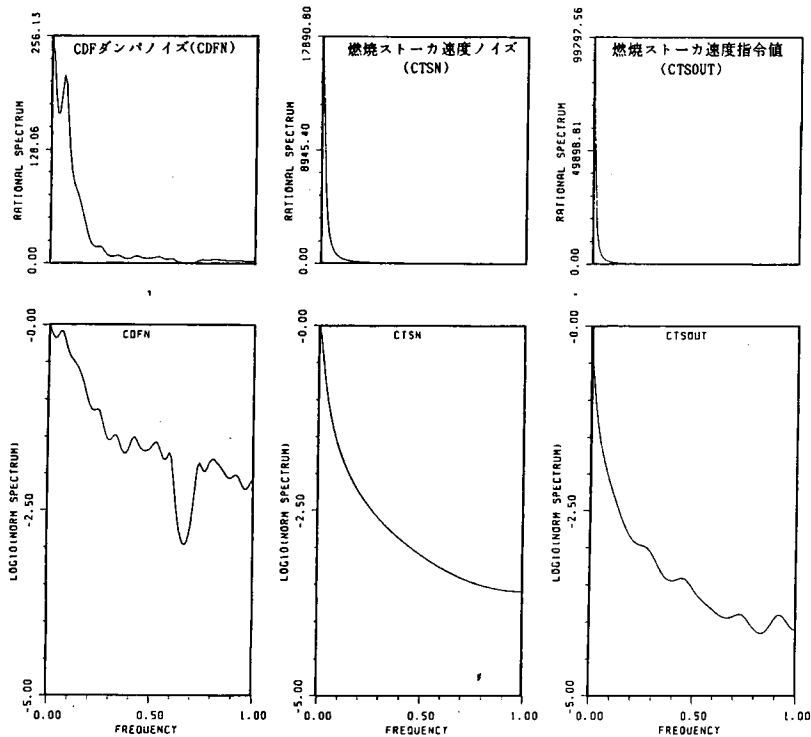
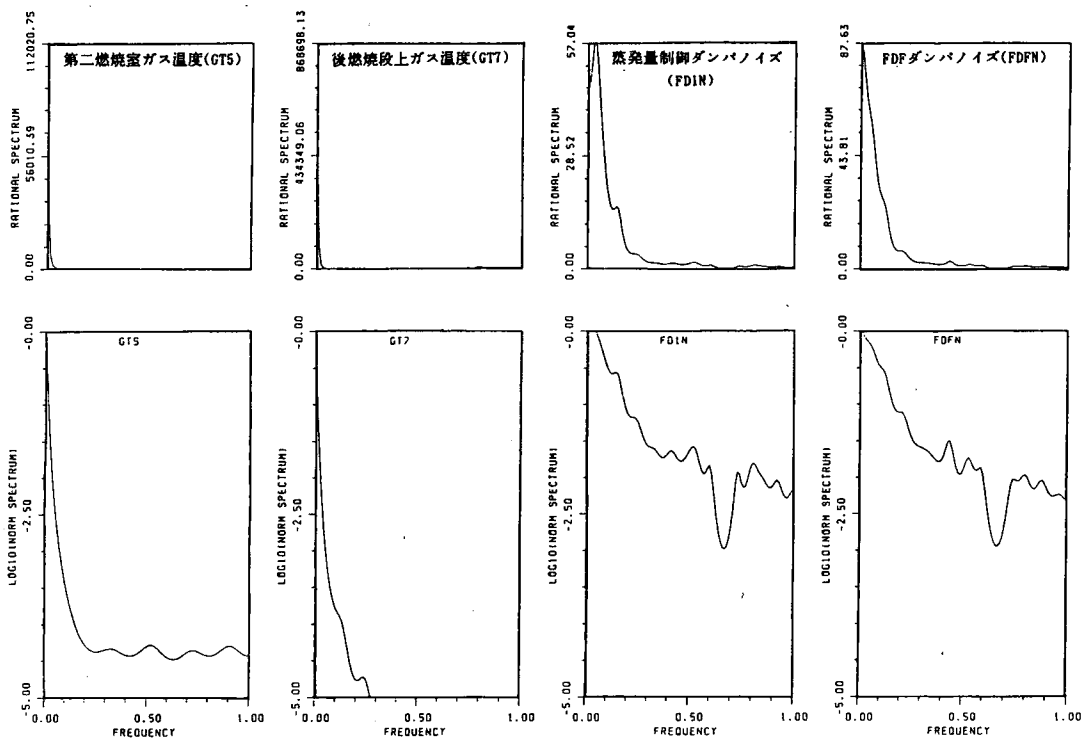
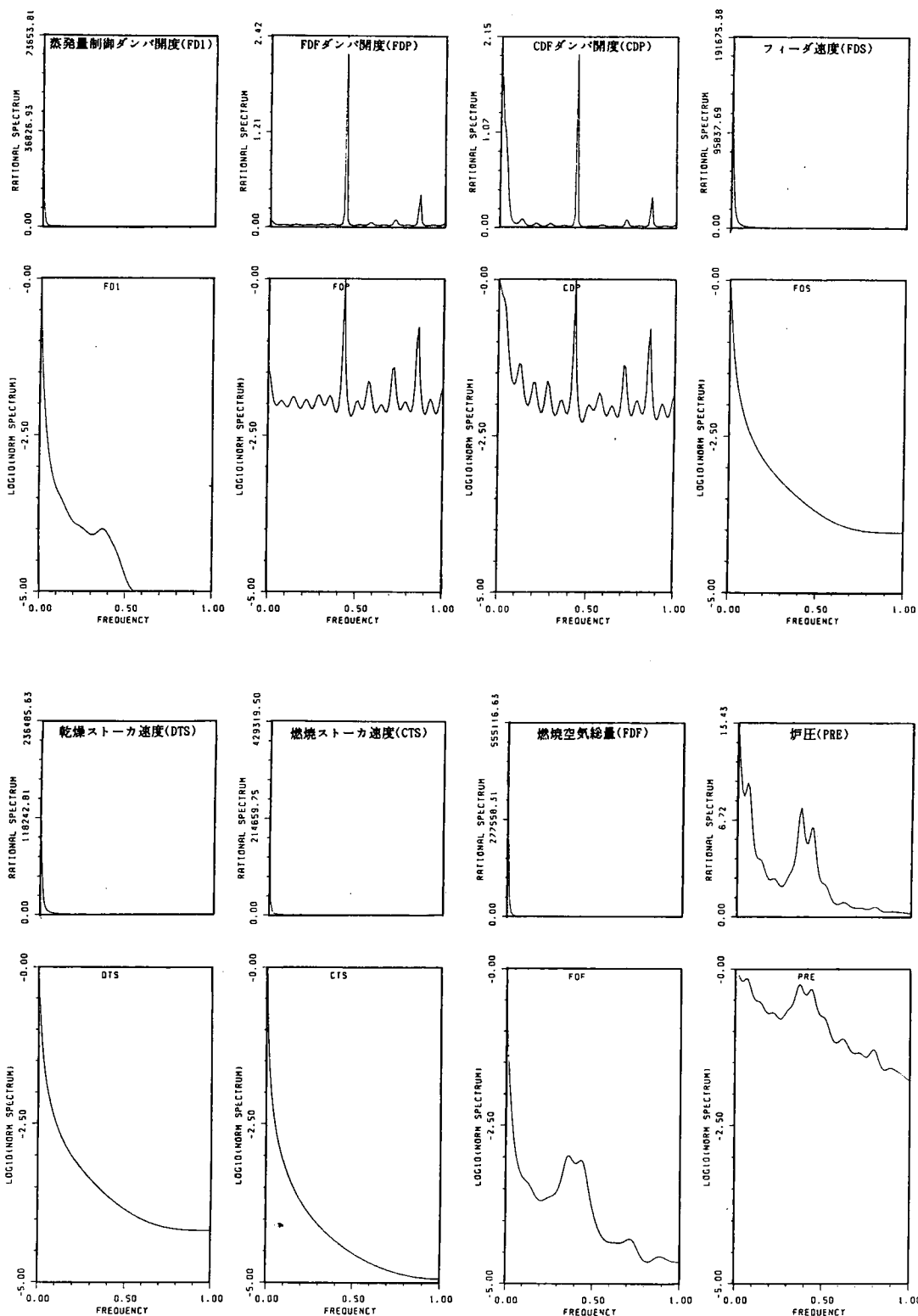


図5.19 高負荷同定実験(B1)における主な変数のパワースペクトル





られるが、これはPDF空気量(FDF)、後燃焼空気量(ANQ)、炉圧(PRE)、そしてボイラ蒸発量やNOx濃度に波及している。原因は低負荷実験(A1)で述べたように、蒸発量制御ダンパの非線形性とボイラ蒸発量(STM)－蒸発量制御ダンパ(FD1)間のフィードバックであると考えられる。4300ステップ以降では、蒸発量制御ダンパや後燃焼空気量がクリッピングされておらず、ボイラ蒸発量やNOx濃度は安定している。この状態にある時は、ごみが絶えず燃焼ストーカー上に供給されていて、供給する空気量を変えるだけで燃焼をコントロールできると考えられる。

#### ④ ストーカー関係について

フィード及び乾燥ストーカーは、ACCのごみ層厚制御が行われているだけで、同定ノイズは入力されていない。燃焼ストーカーは手動と同定ノイズで操作されている。オペレータが、ボイラ蒸発量の値や炉温及び炎の状態を見ながらボイラ蒸発量を一定に保ち、燃え切り点が燃焼段下流に来るように、燃焼ストーカーを手動操作している。実際の燃焼ストーカー装置には、この手動操作量(CTS)と燃焼ストーカー速度ノイズ(CTSN)を加えた燃焼ストーカー速度指令値(CTSOUT)の信号が入力される。手動操作量のチャートを見ると、4300ステップ以降の安定状態では操作量は小さく、その振幅は約±40秒である。一方、加えた同定ノイズの振幅は約±65秒であるから、燃焼ストーカー速度操作量は同定ノイズに低周波成分を付加した形で、理想的な同定信号となっている。ACCからの信号であるフィード速度(FDS)や乾燥ストーカー速度(DTS)は、燃焼ストーカー速度指令値に追従するため細かくごみ送りをしている。

#### (2) ARモデルの作成とシステム解析

解析用ARモデルのあてはめを、次の7変数について行った。操作変数のストーカー速度としては「手動操作＋同定ノイズ」である燃焼ストーカー速度指令値を用いた。

状態変数:

ボイラ蒸発量(STM)  
NOx濃度(NOX)  
後燃焼段上ガス温度(GT7)

操作変数:

蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)  
FDFダンパノイズ(FDFN)  
CDFダンパノイズ(CDFN)  
燃焼ストーカー速度指令値(CTSOUT)

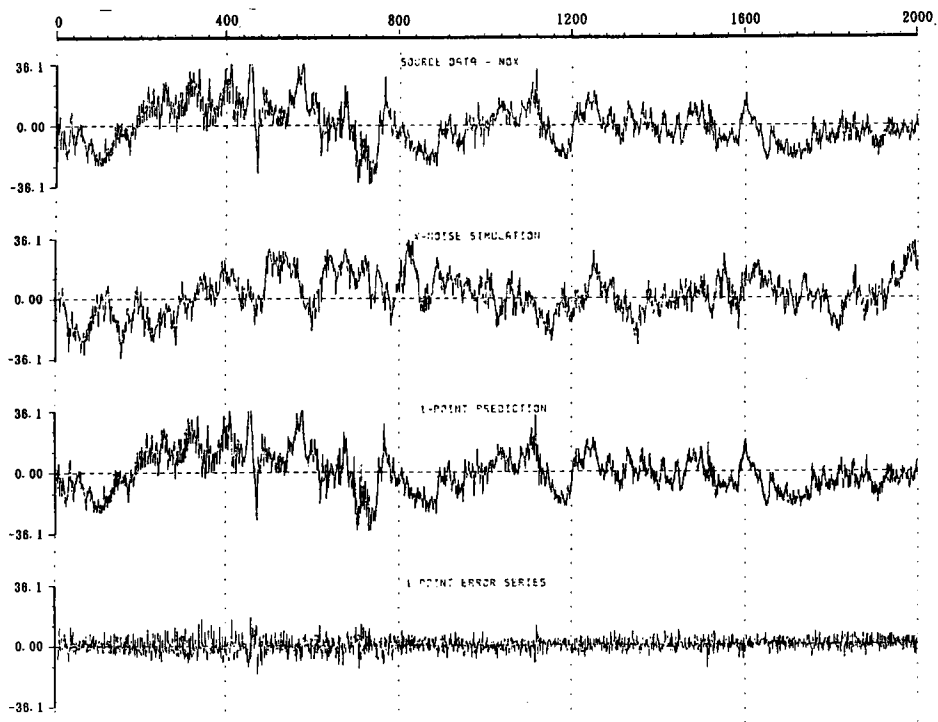
あてはめ時の最大次数は30に設定している。モデル次数は13次となり、MFPE値は $0.379 \times 10^4$ であった。残差共分散係数が最も大きい変数の組合せは、ボイラ蒸発量(STM)と後燃焼段上ガス温度(GT7)の0.21であり、問題ないと見なした。(表5.11)

ホワイトノイズシミュレーションとワンポイントプレディクションの結果を図5.19に示す。ホワイトノイズシミュレーションではNOx濃度とボイラ蒸発量が、ともにソースデータと良く一致している。ワンポイントプレディクションではNOx濃度の予測誤差が大きい、これは高周波における固有ノイズの割合が大きいからと考えられる。

表5.11 ARモデルあてはめにおける残差の共分散係数行列（高負荷B1）

	VARIANCE(%)	NOX	STM	GT7	FD1N	FDFN	CDFN	CTSOUT
NOX	15.4( 7.6)	1.00	0.07	-0.17	0.00	-0.01	0.03	-0.03
STM	0.749( 1.4)	0.07	1.00	0.21	0.01	-0.02	-0.02	0.01
GT7	5.12( 0.1)	-0.17	0.21	1.00	0.01	-0.03	0.00	0.03
FD1N	1.35(21.3)	0.00	0.01	0.01	1.00	0.00	-0.02	0.02
FDFN	1.80(21.8)	-0.01	-0.02	-0.03	0.00	1.00	0.06	0.02
CDFN	6.58(22.4)	0.03	-0.02	0.00	-0.02	0.06	1.00	-0.03
CTSOUT	41.3( 9.5)	-0.03	0.01	0.03	0.02	0.02	-0.03	1.00

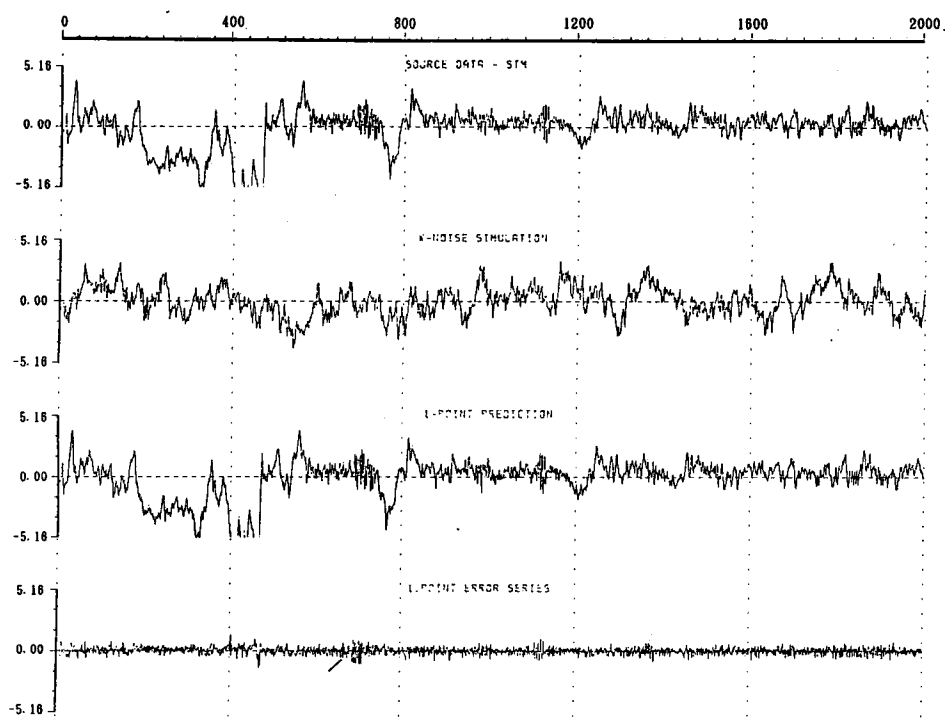
\* 下線は0.2を越える値



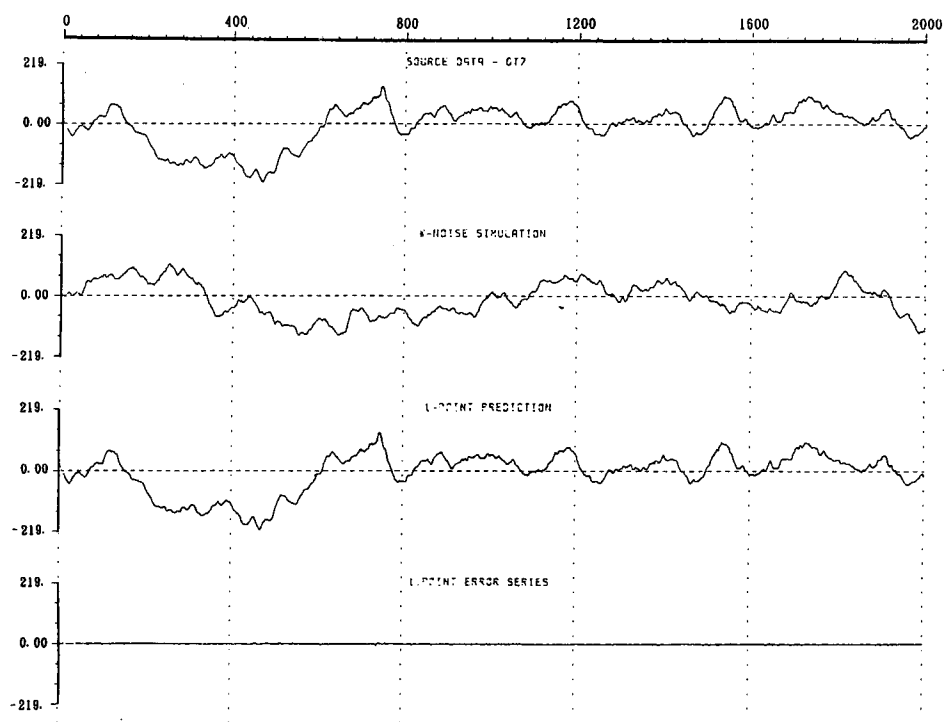
(a) 12%O<sub>2</sub>換算NO<sub>x</sub>濃度(NOX)

図5.20 ホワイトノイズシミュレーションとワンポイントプレディクション（高負荷B1）

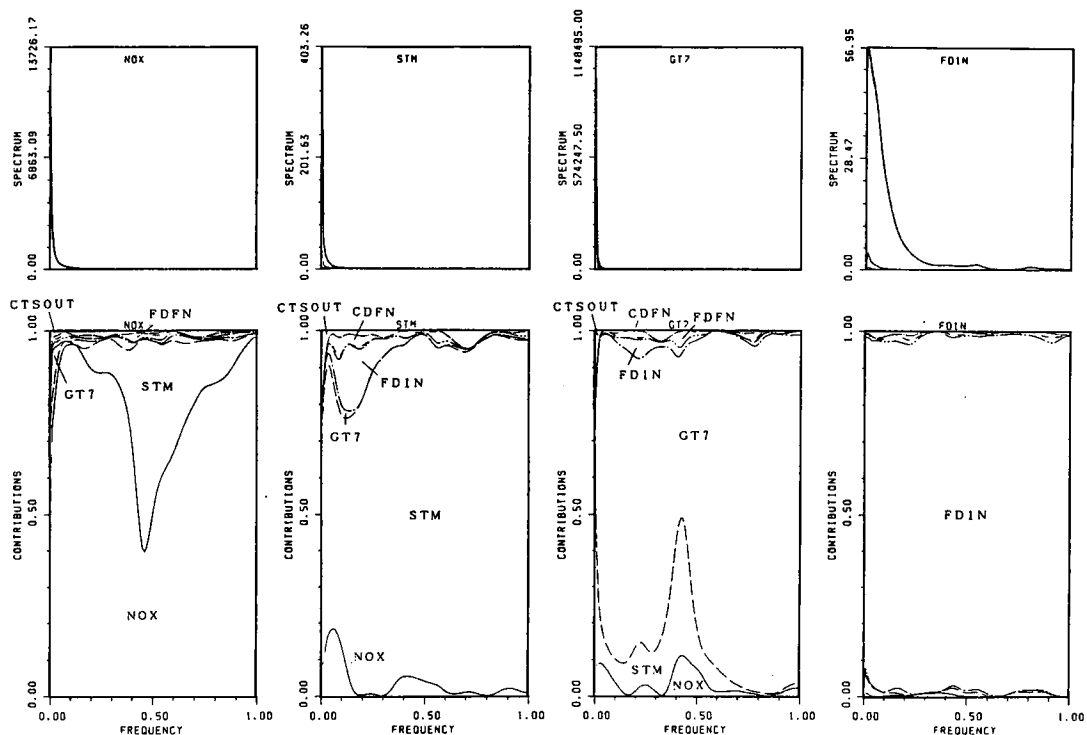




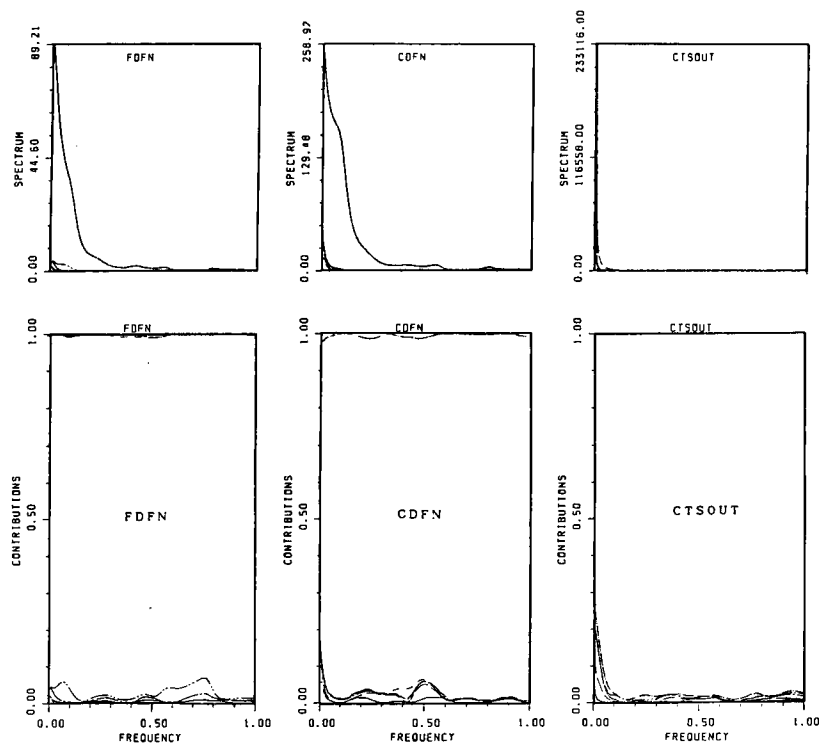
(b) ボイラ蒸発量(STM)



(c) 後燃焼段上ガス温度(GT7)



(a) 12%O<sub>2</sub>換算NO<sub>x</sub>濃度(NOX) (b) ボイラ蒸発量(STM) (c) 後燃焼段上ガス温度(GT7) (d) 蒸発量制御ダンパノイズ(FDIW)



(e) FDFダンパノイズ(FDFN) (f) CDFダンパノイズ(CDFN) (g) 燃焼ストロカ速度指令値(CTSOUT)

図5.21 ノイズ寄与率 (高負荷B1)

次に、ノイズ寄与率を図5.20に示す。これから次のことがわかった。

① NO<sub>x</sub>濃度について

直流分でボイラ蒸発量(STM)、燃焼ストロカ速度指令値(CTSOUT)からの寄与が約0.2と大きい。ボイラ蒸発量は、さらに1/2(cycle/min)付近で寄与が60%のピークに達する。後燃焼段上ガス温度(GT7)は1/20(cycle/min)付近で寄与している。

② ボイラ蒸発量について

直流分で燃焼ストロカ速度指令値からの寄与が大きく、1/15(cycle/min)でも約50%の寄与がある。操作変数では、1/8～1/6(cycle/min)に蒸発量制御ダンパ操作量(FD1N)の寄与が大きく、またCDFダンパ操作量(CDFN)からの寄与も見られる。NO<sub>x</sub>濃度からの寄与も1/16(cycle/min)付近で大きい。

燃焼ストロカ速度指令値が、NO<sub>x</sub>濃度やボイラ蒸発量に対して低周波で大きく寄与する点は、手動実験の結果と一致している。また、後燃焼段上ガス温度(GT7)が、NO<sub>x</sub>濃度に対して低周波で寄与すること、蒸発量制御ダンパノイズ(FD1N)が、ボイラ蒸発量に対して低周波で寄与することは、第3章の同定実験の結果と一致している。1/2.4(cycle/min)付近でボイラ蒸発量がNO<sub>x</sub>濃度への寄与する理由は、低負荷実験(A1)で述べたように、ACCの蒸発量制御ダンパへの信号(FD1)のゆれの影響が寄与率として現れていると考えられる。

(3)最適フィードバックゲインの計算

制御用ARモデルのあてはめを行った。最大次数を8次で計算したところ、モデル次数は7次、FPEC値は3.89となった。

低負荷時と同様に、NO<sub>x</sub>濃度・ボイラ蒸発量の同時制御系の計算を行った。その結果、ボイラ蒸発量の分散値は0.42～1.3(ton/hr)<sup>2</sup>で変化した。この時、NO<sub>x</sub>濃度の分散値は91 ppm<sup>2</sup>以上の高い値を示していた。そこでNO<sub>x</sub>濃度とボイラ蒸発量の重みを初期設定値に戻し、操作変数の許容分散値を2倍、4倍にして再び計算すると、ボイラ蒸発量の分散値が0.34(ton/hr)<sup>2</sup>、0.29(ton/hr)<sup>2</sup>となり、ボイラ蒸発量の制御性の良いゲインが得られた。

表5.12 高負荷実験(B1)における制御シミュレーションの比較

	操作量 許容 分散値	0 <sub>2</sub> 12%換算 NO <sub>x</sub> 濃度 分散値	ボイラ 蒸発量 分散値	後燃焼段 上ガス温度 分散値
		ppm <sup>2</sup>	(ton/h) <sup>2</sup>	°C <sup>2</sup>
ACC単独制御	—	140	1.44	3590
NO <sub>x</sub> 濃度・ボイラ蒸発量 同時制御	2σ <sup>2</sup>	106	0.78	2110

\* σ<sup>2</sup>は同定実験における操作変数の分散値

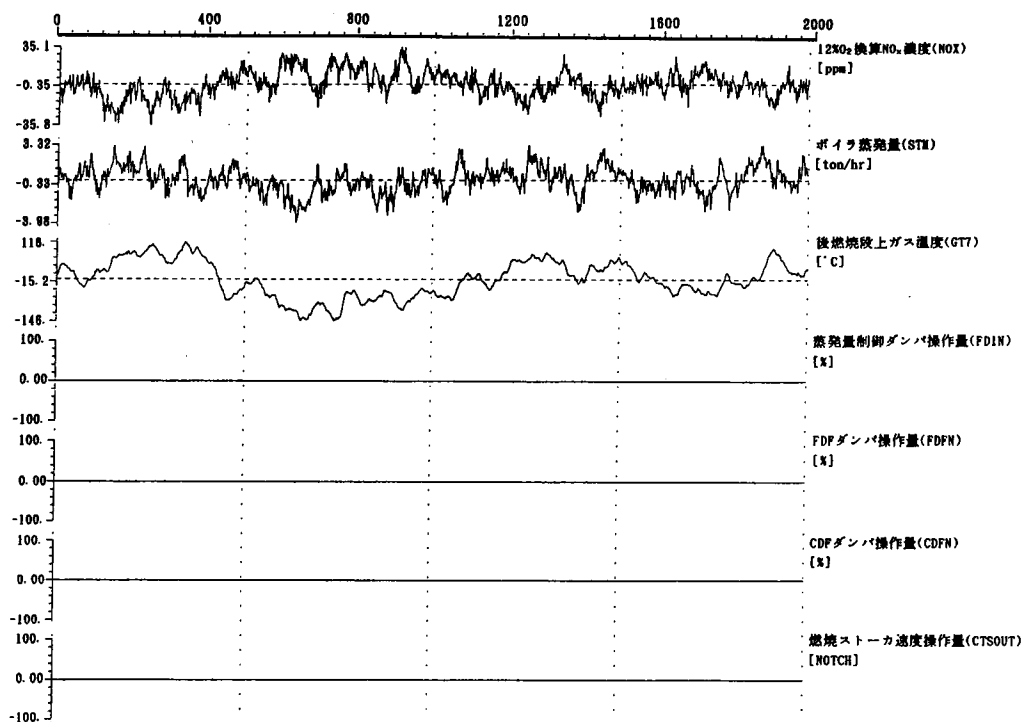


図5.22 ACC単独制御シミュレーション (高負荷B1)

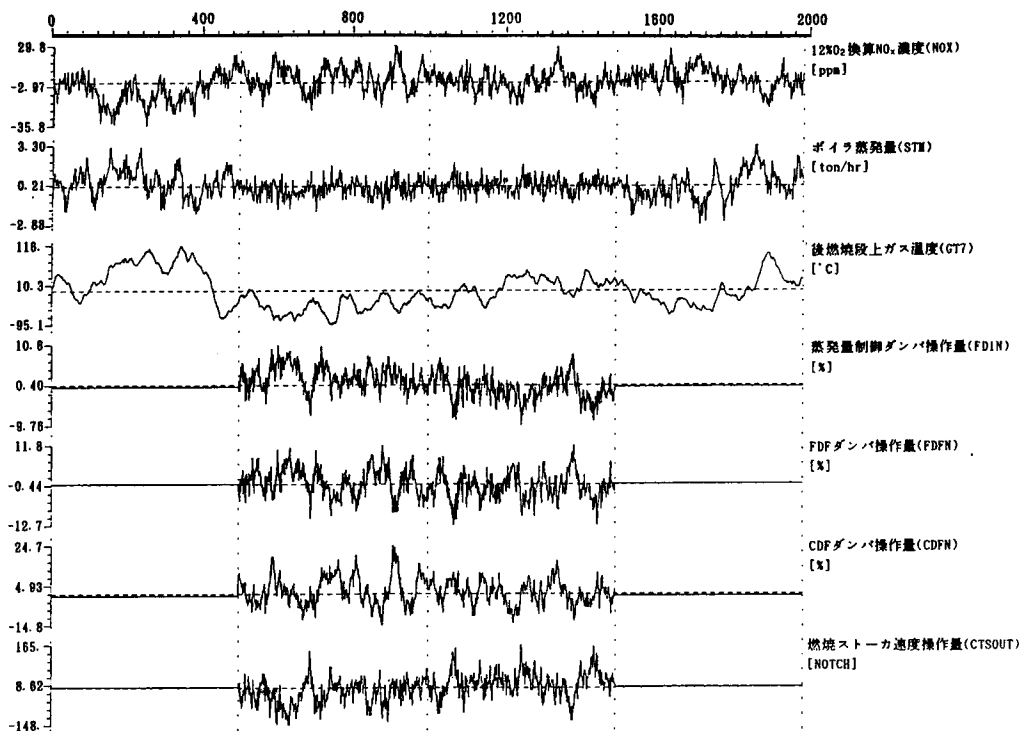


図5.23 ボイラ蒸発量・NO<sub>x</sub>濃度の同時制御シミュレーション (高負荷B1)

上で求めた操作変数の許容分散値を標準の2倍としたNOx濃度・ボイラ蒸発量の同時制御系のシミュレーションを行い、ACC単独制御シミュレーションと比較した。図5.22はACC単独制御シミュレーション、図5.23はNOx濃度・ボイラ蒸発量同時制御シミュレーションのチャートであり、表5.12に結果を示している。分散値から比較するとNOx濃度とボイラ蒸発量の分散値はそれぞれ88.2ppm<sup>2</sup>、0.358(ton/hr)<sup>2</sup>となり、ACC単独の場合の0.22倍、0.64倍であった。また、パワースペクトルから比較したものを図5.24に示す。高周波帯では固有ノイズがほとんどを占めるため制御効果は見られないが、低周波帯ではボイラ蒸発量とNOx濃度はともに強く抑制されているのがわかる。

#### (4)制御実験

計算したフィードバックゲインを使って、ボイラ蒸発量設定値が18.0(ton/hr)の制御実験を行った。実験条件と結果を表5.13、チャートを図5.25に示す。実験は高負荷実験(A2)の制御実験と連続に行っており、ACCは不安定な状態であった。

制御実験(B1)は、操作変数の許容分散値が2倍で、NOx濃度とボイラ蒸発量の重みを標準

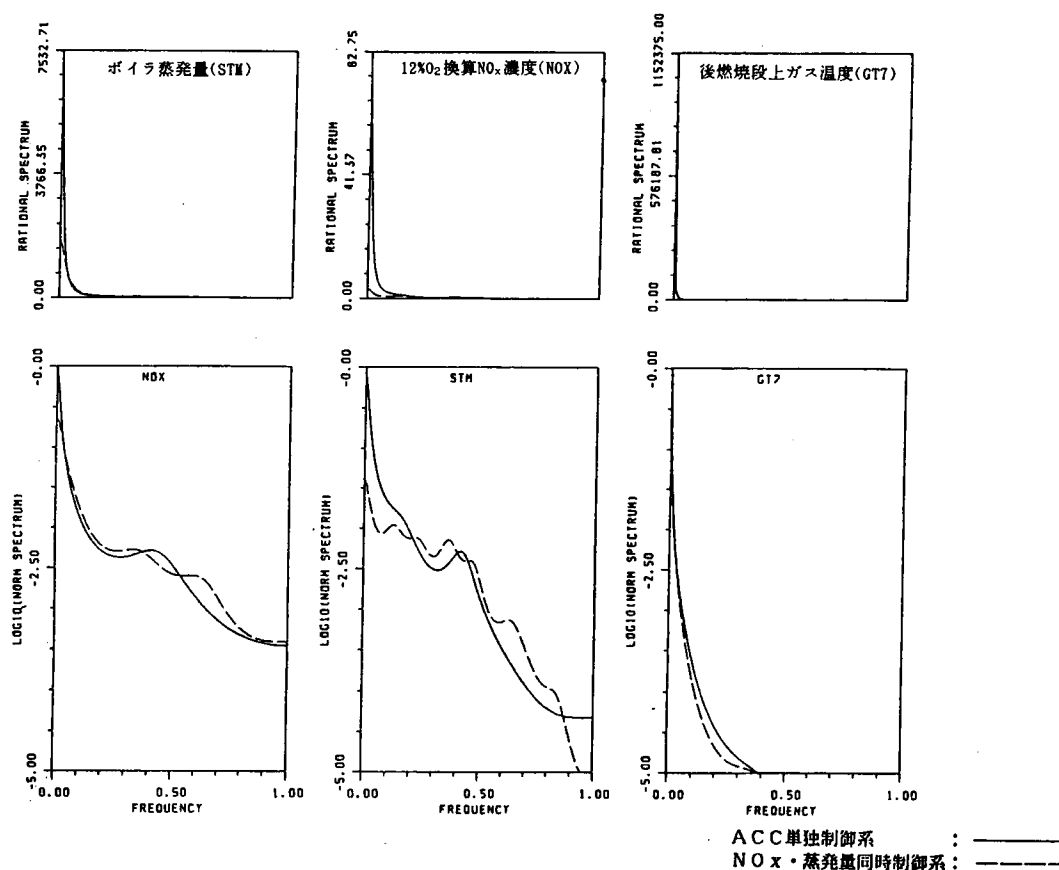


図5.24 制御シミュレーションのパワースペクトルによる比較 (高負荷B1)

としたゲインを用いた。実験では、ソフトゲインを0.5まで徐々に上げていった。その結果、NOx濃度の分散値は40.4ppm<sup>2</sup>、平均値は111ppmとなり、ACC単独制御時（ボイラ蒸発量設定値が16(ton/hr)）と比較すると分散値が0.47倍、平均値が12ppm減少していることがわかった。またボイラ蒸発量の分散値は0.588(ton/hr)<sup>2</sup>で、ACC単独制御時の0.54倍に相当していることから、ボイラ蒸発量にも十分な効果が示されたと言える。

図5.26はNOx濃度・ボイラ蒸発量同時制御とACC単独制御とのパワースペクトルの比較を示している。ADCは低周波帯で制御効果があることがわかり、制御シミュレーションの結果と良く一致している。

図5.25のデータチャートでソフトゲインを0.5に設定した期間は、192～700ステップまでの4時間14分である。まず、ボイラ蒸発量を見ると、ACC単独制御の場合には高周波で細かく振動しながら安定するのに対し、ACC+ARモデル制御では、ボイラ蒸発量に急激な変化が起こったときにゆるやかに定常値に復帰している。これは、ARモデル制御がACCの操作信号を補正し、操作量にむだがなくなったためと考えられる。NOx濃度を見ると、大きかった低周波成分が減少して高周波成分が残った状態となっている。燃焼ストロカ速

表5.13 高負荷制御実験(B1)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	19.8	15.3	17.8	.588
12%O <sub>2</sub> 換算NOx濃度	NOX	ppm	129.	90.2	111.	40.4
酸素濃度	O2	%	12.6	10.1	11.4	.223
乾燥段上ガス温度	GT1	°C	976.	799.	899.	1582
燃焼段前上ガス温度	GT2	°C	944.	833.	882.	401.
燃焼段後上ガス温度	GT3	°C	660.	518.	579.	1299
第一燃焼室温度	GT4	°C	906.	747.	799.	1171
第二燃焼室ガス温度	GT5	°C	716.	648.	682.	188.
ボイラ出口ガス温度	GT6	°C	298.	274.	293.	26.0
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	480.	360.	411.	730.
炉圧	PRE	mmH <sub>2</sub> O	-464	-7.47	-3.59	1.63
燃焼空気総量	FDF	Nm <sup>3</sup> /min	444.	342.	397.	461.
炉冷却空気量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	154.	138.	146.	7.23
後燃焼空気量	ANQ	Nm <sup>3</sup> /min	184.	87.1	141.	575.
蒸発量制御ダンパ開度	FD1	%	67.7	22.7	38.4	96.6
FDFダンパ開度	FDP	%	50.6	49.1	49.8	.069
CDFダンパ開度	CDP	%	50.7	49.3	50.0	.055
フィード速度	FDS	NOTCH	130.	76.7	102.	224.
乾燥ストロカ速度	DTS	NOTCH	118.	70.4	91.9	223.
燃焼ストロカ速度	CTS	NOTCH	115.	113.	114.	.077
蒸発量制御ダンパ開度操作量	FD1N	%	10.0	-3.66	3.14	4.33
FDFダンパ開度操作量	FDPN	%	10.8	-9.83	1.08	9.85
CDFダンパ開度操作量	CDPN	%	13.8	-3.42	3.95	8.59
燃焼ストロカ速度操作量	CTSOUT	NOTCH	65.4	-74.2	-19.4	801.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は660データ

度の操作をA Rモデル制御に切り替えたことが、NOx濃度制御に大きな効果をもたらした。ノイズ寄与率に見られるように、NOx濃度は低周波成分で燃焼ストロカ速度操作量から受ける影響が強いため、適切なおみ送りがNOx濃度を安定化させるようである。A Rモデル制御の信号である燃焼ストロカ操作量(CTSN)を見ると、定常値のまわりで細かく操作されており、その大きさも40~178(min)と狭い範囲である。A C Cのストロカ制御の信号は上限と下限とで振動することが多かったが、A Rモデル制御の信号では、絶えず予測的におみを送っている。次にA Rモデル制御からダンパへの信号を見ると、蒸発量制御ダンパ操作量(FD1N)、FDFダンパ操作量(FDFN)、CDFダンパ操作量(CDFN)はともに動きが小さい。これは必要なおみが予測的にストロカ上に送り込まれているために、ボイラ蒸発量の上昇あるいは低下に対して、ダンパ開度を少し変化するだけで制御が行えることを示している。さらにA C Cからの信号である蒸発量制御ダンパ開度(FD1)を見ると23~68%で動いており、A Rモデル制御からの蒸発量制御ダンパ信号を足し合わせても、非線形性の影響の出ない範囲で動いている。これは、FDF空気量(FDF)を見ることにより同様に確認できる。これがボイラ蒸発量を不安定に陥れることのない理由と考えられる。

以上から、燃焼ストロカ速度はボイラ蒸発量やNOx濃度を制御する上で大変重要な役割を果たしていることがわかった。おみ送りがスムーズに行われていれば、空気量制御でボイラ蒸発量を安定化することができる。また、蒸発量制御ダンパが非線形性のない開度で動いていれば、ボイラ蒸発量の振動が低減できる。本処理場では、おみ送り適切が操作でき

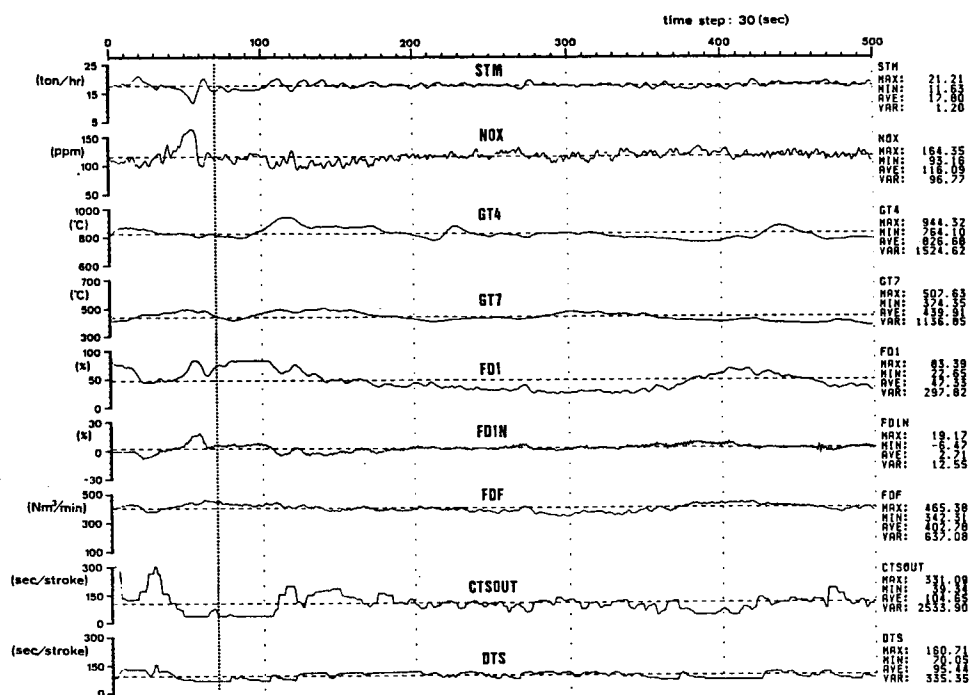


図5.25 高負荷制御実験(B1)における主な変数のチャート

れば、プラントと制御系のフィードバックループを安定の方向へ導くことができると考えられる。その燃焼ストーカの操作に、予測的な操作をするARモデル制御を使ったことは的確であると確信される。ごみ送りをARモデル制御に切り替えることで、NOx濃度の制御に可能性を見いだせた。

実験では以後、ソフトゲインを0.7に上げて1時間様子を見た。(701~820ステップまで) さらにその後、ソフトゲインを1.0に上げて様子を見た。(820~940ステップまで) その結果、ソフトゲインが0.7の時は、0.5の時に比べてボイラ蒸発量の安定性は増したが、1.0にするとボイラ蒸発量とNOx濃度がともに揺れだした。操作量を大きくし過ぎると、ボイラ蒸発量の急激な変化が生じたときに、振動が制御ループに残るようであった。

#### 5.2.4 制御実験のまとめ

本節では、ARモデル制御とACCの協調制御により、ボイラ蒸発量とNOx濃度の同時制御を、実炉に於て達成することを目標とした。同定実験条件の条件や、モデル変数の決定

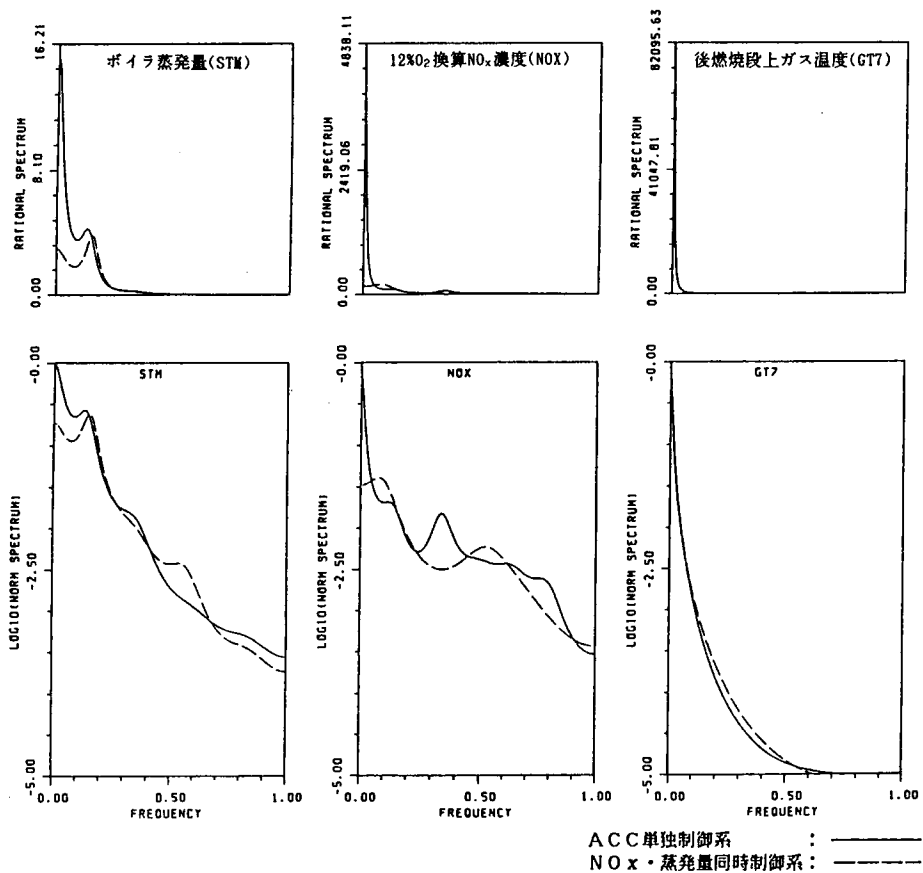


図5.26 制御結果と制御シミュレーションのパワースペクトルによる比較 (高負荷B1)



とモデルの作成、およびシステム解析には、これまでにやってきた手動による同定実験、同定ノイズによる同定実験の結果を土台としている。

低負荷の同定実験(A1)では、制御シミュレーションによる予測に近い効果が得られた。しかし、高負荷の同定実験(A2)では予測していた効果が得られず、その原因としてボイラ蒸発量制御ダンパの低開度時に現れる非線形性の問題と、ACCのストロカ速度信号の特殊性の問題が考えられた。手動運転では、ごみ送りが低周波成分でボイラ蒸発量やNOx濃度に影響していたが、本実験ではその特徴がARモデルに取り込まれていなかった。そこで、燃焼ストロカ速度をARモデル制御で操作できるように、燃焼ストロカ速度の同定ノイズを、「手動+同定ARノイズ」に変更して再び高負荷の同定実験を行った。システム解析では、燃焼ストロカ速度がボイラ蒸発量やNOx濃度に対して寄与していることが確認され、制御シミュレーションでも高い制御効果が予測された。そして、制御実験では、ARモデル制御によりごみが予測的に送られたため燃焼が安定した。また、空気量の変化も小さくなり、ボイラ蒸発量制御ダンパが非線形性の影響が現れない範囲で動いたため、ボイラ蒸発量の振動が生じにくくなった。パワースペクトルの解析から、ACC+AR協調制御では低周波成分を抑制することがわかった。これらの結果は、計算機上の制御シミュレーションで予測可能なため、制御系を実プラントにあてはめることは容易と考えられる。

### 5.3 ACC+ARモデル協調制御による制御実験(2)---長期安定性の検討

ACCとARモデル制御の協調制御で、ボイラ蒸発量とNOx濃度の同時制御が可能であることが前節の実験で明かとなった。ACC+ARモデル協調制御系の実用化を目指すためには、さらに長期間実験をおこなって制御の安定性を調べる必要がある。そこで、3日間の連続制御実験を行い制御の安定性を調べるほか、その期間中に負荷条件の変更試験、悪質ごみの投入試験を試みて制御の堅牢さを調べる。本実験では、前実験の焼却炉とは別の焼却炉を使用しており、ACC+ARモデル協調制御の適応性と操作変数の線形性の与える影響についても考察する。

#### 5.3.1 実験対象炉の概要

実験対象としたB都市ごみ焼却炉の構造を図5.27に示す。B都市ごみ焼却炉はA都市ごみ焼却炉よりも新しい施設であり、いくつかの改良点が見られる。

構造面でA都市ごみ焼却炉と異なる点は、1炉当りの焼却能力が300ton/日に増えて火床面積が広がったことと、地域から搬入されるごみの発熱量が高いため、高温化防止対策として水冷壁を第一燃焼室の側壁にまで下ろしていること、などである。

制御面でA都市ごみ焼却炉と異なる点は、A都市ごみ焼却炉では空気量関係をダンパ開度で操作していたが、B都市ごみ焼却炉ではカスケード制御方式を採用しているため、空気量を直接操作できる。すなわち、各操作端にダンパ開度を操作するフィードバックループを設け、中央制御室から空気量の目標値を与えると、PID制御が働いて流量を自動的に調節するようになっている。また、ストロカ操作端では、油圧ポンプを操作するフィードバック

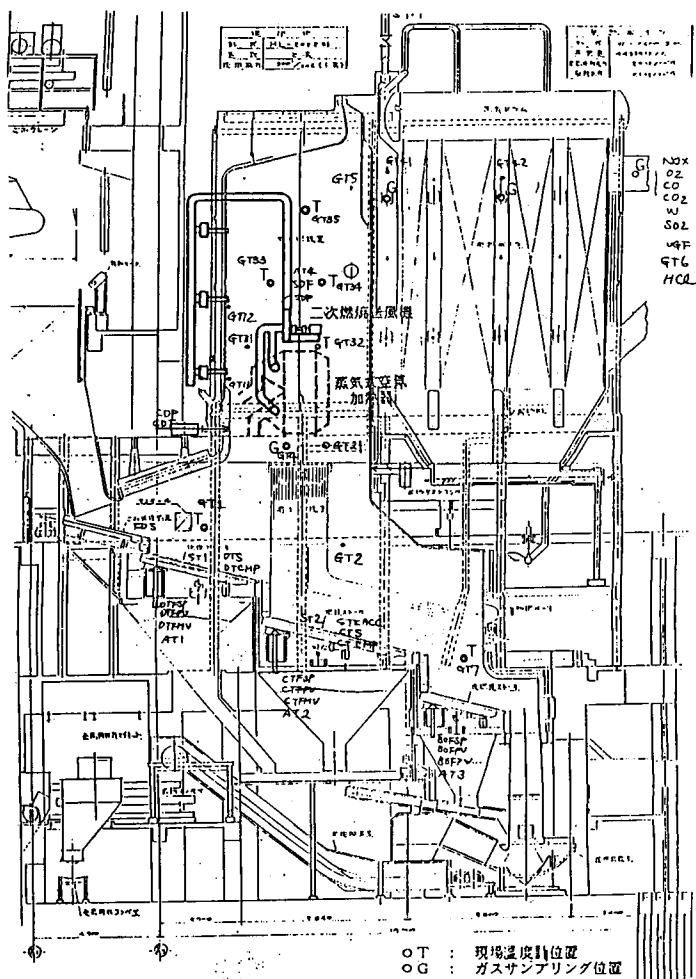


図5.27 B都市ごみ焼却炉の構造

表5.14 実質操作量と操作量%値との関係

操作量	単位	0%	100%
乾燥空気量	Nm <sup>3</sup> /min	0	15000
燃焼空気量	Nm <sup>3</sup> /min	0	50000
後燃焼空気量	Nm <sup>3</sup> /min	0	10000
炉冷却空気量	Nm <sup>3</sup> /min	0	50000
燃焼ストロカ速度	STROKE/SEC	1/300	1/43

ループがカスケード式に組み込まれているため、ストーカのストローク速度を直接操作することができる。このようなカスケード制御方式が採用されているため、操作量と実測値との間には線形性が保たれている。実際の操作量は、下限値を0%、上限値を100%としてその間で指定することができる。下限値、上限値と流量あるいはストーカ速度との関係は表5.14に示す通りである。

A C Cの制御アルゴリズムはB都市ごみ焼却炉のA C Cとほとんど同じであるが、直接に流量やストーカ速度を操作している点が異なっている。また、A都市ごみ焼却炉では炉温を制御していなかったが、B都市ごみ焼却炉ではA C Cが炉冷却空気量を操作し炉温を制御している。

### 5.3.2 実験

#### (1) 同定実験

##### ① 操作変数の種類

操作変数として燃焼空気量、後燃焼空気量、炉冷却空気量、燃焼ストーカ速度を選び、それぞれの同定ノイズを用意した。A都市ごみ焼却炉の場合と同様に、空気供給関係のノイズは高周波成分を含むようにし、燃焼ストーカ速度のノイズは低周波成分を強調するようにした。ノイズの設計パラメータを表5.15に示す。

##### ② 手動によるノイズの入れ方

燃焼ストーカ速度は、A都市ごみ焼却炉の同定実験方法と同じく、「手動操作+ARノイズ」でシステムを揺らすことにした。（以下、足し合わせた信号を燃焼ストーカ速度ノイズと呼ぶ）5～10分おきの頻度で操作し、オペレータが意識して燃えきり点を前後させるように努めた。例えば、燃えきり点を後燃焼段までいっぱいまで引き、しばらくその状態を持続した後で急にストーカ速度を下げる。あるいは、燃えきり点が安定した位置にある時に、ストーカ速度を徐々に増やしたり減らすことによって、燃えきり点を移動させる、などである。燃焼状態の安定、不安定にかかわらず燃えきり点を前後させるように努め、ボイラ蒸発量の維持が難しくなった時にだけ、燃焼を安定させる操作をおこなう。また、フィード、乾燥ストーカの操作はA C Cのごみ層厚制御に任せ、燃焼ストーカと連動してごみを供給できるようにした。

燃焼ストーカ速度以外に手動操作を許可した変数は、後燃焼ストーカ速度、二次燃焼空気量、後燃焼空気量である。これらの変数には必要に応じて手動操作を加えることにし、手動介入した場合には手動操作量を同定ノイズに足し込む。後燃焼ストーカ速度と後燃焼空気量は、後燃焼段上のごみを緊急に燃やして排出することが必要となった時に、手動介入した。また二次燃焼空気量についても、炉温を見ながら必要となるときに手動介入した。

##### ③ 炉冷却空気量ノイズ

B都市ごみ焼却炉ではA C Cが炉冷却空気を操作しているので、炉冷却空気量の同定ノイズをそのA C Cの操作信号に付加した。

表5.15 同定ノイズ設計のパラメータ

ノイズ名	記号	$\alpha$	振幅(%)	ワットゲイン
燃焼空気量ノイズ	CTFAR	0.5	±15	0.3
後燃焼空気量ノイズ	BOFN	0.5	±30	0.6
炉冷却空気量ノイズ	CDPN	0.5	±10	0.2
燃焼ストロカ速度ノイズ	CTSN	0.13	±25	0.5

\* $\alpha$ は、一次ARノイズの係数を表す。

表5.16 計測項目の変更・追加

	A都市ごみ焼却炉	B都市ごみ焼却炉
燃焼空気	FDFダンパ開度(FDP) 蒸発量制御ダンパ開度(FD1) 乾燥空気ダンパ開度(FD2) 乾燥・燃焼空気ダンパ開度(FD3) 後燃焼ダンパ開度(FD4) 燃焼空気総量(FDF) 後燃焼空気量(ANQ)	乾燥空気量(DTFPV)* <sup>1</sup> 燃焼空気量(CTFPV)* <sup>1</sup> 後燃焼空気量(BOFPV)* <sup>1</sup>
炉冷空気	CDFダンパ開度(CDP) 炉冷却空気量(CDF)	炉冷却空気量(CDFPV)* <sup>1</sup>
火床温度		乾燥スト火床温度(ST1) 燃焼スト火床温度(ST2)
ガス成分		排ガスCO濃度(CO) 排ガスCO <sub>2</sub> 濃度(CO2) 排ガスHCl濃度(HCL) ばい煙濃度(W) など
ガス温度		第一燃及び第二燃焼室に14計測点追加

高温燃焼用\*<sup>2</sup>

二次空気		二次空気ダンパ開度(SDP) 二次燃焼空気流量(SDF)
------	--	---------------------------------

\*1 流量コントロールであり、直接の操作量と同じ

\*2 第6章の高温燃焼制御に関連

運転条件は高負荷（ボイラ蒸発量が定格の36.8ton/hr）であり、低酸素濃度（酸素濃度10%）を目標にした。同定ノイズはA都市ごみ焼却炉の場合と同様に出力周期90秒で出力し、30秒のサンプリング周期で表5.16に示す計測値を収録した。実験期間は2日間（5760データ）とした。

実験中には乾燥段、燃焼前段の火床温度が上昇しやすく、ストーカの時限超過がよく起こった。時限超過は、炉内の高温で溶解性の固形物が解け、ストーカと壁面の間に入り込み、冷えて固まったため発生すると考えられている。時限超過の起こる原因として、地域で収集されるごみにプラスチック類が多く含まれること、あるいは隣接する破砕工場からのごみが含まれることなどが考えられる。また、時限超過が解除した後にごみの塊が生じた。

同定実験結果の主な変数の統計量を表5.17に示し、チャートを図5.28に、パワースペクトルを図5.29に示す。これらの図から分かったことを次に示す。

#### ① ボイラ蒸発量について

燃えきり点を意識的に大きく揺らせたため、その影響がボイラ蒸発量の落込み部分に現れた。パワースペクトルを見ると低周波成分が大きい。

#### ② NOx濃度について

大きな低周波成分があり、その動きは酸素濃度、炉温の動きによく一致している。NOx濃

表5.17 同定実験における主な変数の統計量（B都市ごみ焼却炉）

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	44.0	21.3	36.1	8.49
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	200.	59.2	135.	623.
酸素濃度	O2	%	13.4	6.00	8.79	1.58
一酸化炭素濃度	CO	ppm	1930	-20.8	71.8	6865
第一燃焼室温度	GT4	°C	1023	793.	932.	1455
第二燃焼室ガス温度	GT5	°C	834.	626.	757.	1192
ボイラ出口ガス温度	GT6	°C	280.	244.	265.	32.9
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	992.	405.	625.	9362
乾燥スト先端部火床温度	ST1	°C	739.	101.	298.	1.84E4
燃焼スト前部火炉温度	ST2	°C	652.	63.4	247.	7977
排ガス流量	VGF	Nm <sup>3</sup> /min	1.86E6	3.82E4	5.48E4	1.22E9
フィーダ速度	FDS	%	100.	-6.90	67.5	696.
乾燥ストーカ速度	DTS	%	100.	-2.26	59.9	583.
燃焼ストーカ速度ACC出力	STKACC	%	99.0	8.61	48.8	423.
燃焼空気量ノイズ	CTFAR	Nm <sup>3</sup> /min	15.0	-15.0	-1.16	24.4
乾燥空気量ノイズ	DTFPV	Nm <sup>3</sup> /min	2189	1355	1785	2572
後燃焼空気量ノイズ	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	6874	2295	4880	1.30E6
炉冷却空気量ノイズ	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	1.27E4	-305.	5843	9.51E6
燃焼ストーカ速度ノイズ	CTS	%	100.	-1.53	47.5	452.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は5760データ

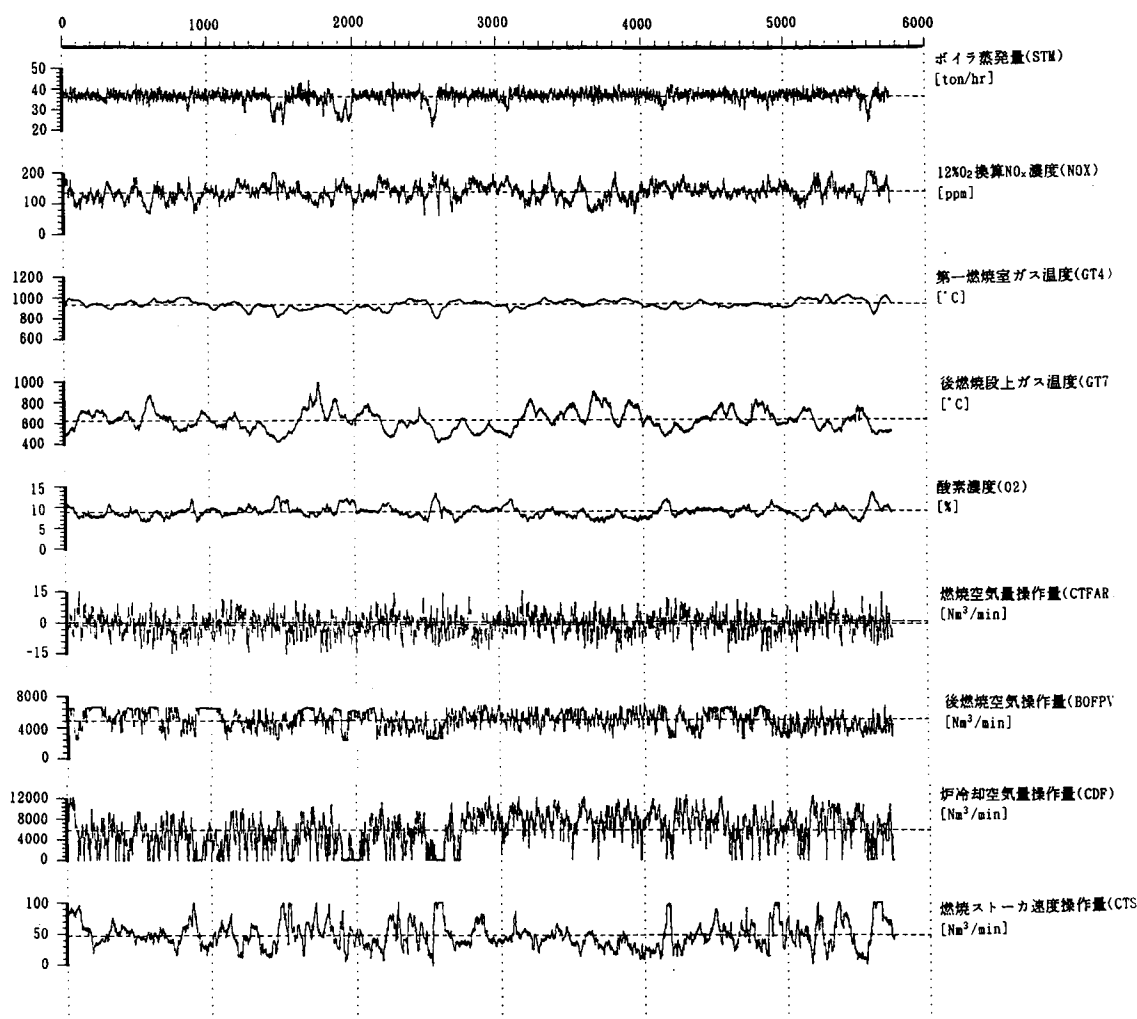


図5.28 同定実験における主な変数のチャート (B都市ごみ焼却炉)

度が低い期間は炉温が高い期間と一致している。パワースペクトルには $1/3$ (cycle/min)においてピークが見られる。このピークは前実験や本実験のボイラ蒸発量にも見られている。

### ③酸素濃度について

低周波の動きはNOx濃度の動きと一致している。ボイラ蒸発量が下がっているところではA C CのI制御が働いて燃焼空気量を増やすため、酸素濃度が高くなっている。

### ④後燃焼段上ガス温度について

第一燃焼室温度と似た動きを示すが、燃えきり点や後燃焼段上の炎の影響を受けるため、通常時と高温時との差が大きい。また、後燃焼段上ガス温度には低周波の動きがある。こ

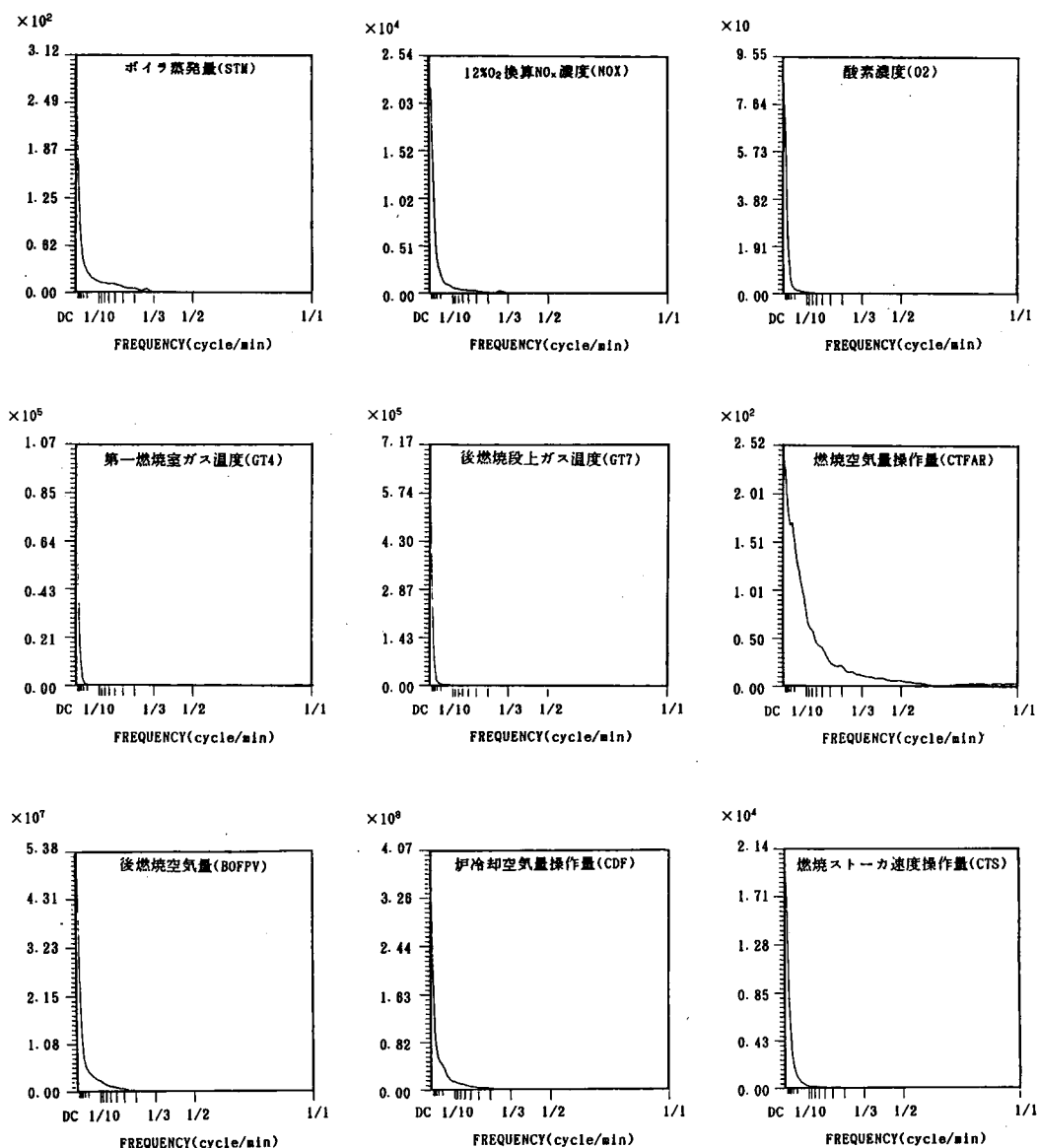


図5.29 同定実験における主な変数のパワースペクトル (B都市ごみ焼却炉)

これは、ボイラ蒸発量が落ち込んだ時にA C Cがごみを急に送り、そのため燃え切り点が下流側に移動して、後燃焼段上ガス温度に影響を及ぼしたためと考えられる。

また、後燃焼段上ガス温度とNOx濃度、あるいは酸素濃度の相関係数を計算すると-0.60、-0.54であり、A都市ごみ焼却炉と同様に負の相関が確認される。

#### ⑤ 燃焼ストロカ速度ノイズについて

燃焼ストロカ速度を揺らす同定信号は「手動操作+A Rノイズ」であり、手動操作によ

り低周波成分を強調している。オペレータはシステムを励振させることを意識しながら操作するが、全くランダムな操作を行うことは難しい。燃焼ストーカ速度ノイズと酸素濃度には、相関係数0.52の正の相関があり、燃焼状態に合わせて手動操作を行っていることが分かる。

## (2) A Rモデルの作成とシステム解析

対象となるプラントが変わったため、A Rモデルの作成も変数選択から行う必要があり、変数を絞っていった結果、次の9変数のA Rモデルとなった。

状態変数：

NOx濃度 (NOX)

ボイラ蒸発量 (STM)

第一燃焼室ガス温度 (GT4)

後燃焼段上ガス温度 (GT7)

酸素濃度 (O2)

操作変数：

燃焼空気量ノイズ (CTFAR)

後燃焼空気量ノイズ (BOFPV)

炉冷却空気量ノイズ (CDF)

ストーカ速度ノイズ (CTS)

モデル次数は13次、MFPEの値は $0.246 \times 10^{15}$ となった。残差の分散はボイラ蒸発量が $0.546(\text{ton/hr})^2$ 、NOx濃度が $20.8\text{ppm}^2$ であり、表5.18に示す残差共分散係数はすべて0.1より小さく、変数間の共線性の問題はないと考えられる。

モデル変数においてB都市ごみ焼却炉と異なる点は、酸素濃度とNOx濃度、あるいは酸素濃度とボイラ蒸発量との残差共分散係数が小さいことである。同定実験チャートを見るとそれぞれの低周波成分は良く合っているが、高周波成分は必ずしも一致しているとは言えない。また、第一燃焼室ガス温度と後燃焼段上ガス温度との間の残差共分散係数が小さくなっている。これらは、炉の構造上の違いや操作特性の違いによるものと考えられる。

次に、A Rモデルから求めたステップ応答シミュレーションを図5.30に示す。この図から以下のことがわかる。

表5.18 A Rモデルあてはめにおける残差の共分散係数行列 (B都市ごみ焼却炉)

	VARIANCE(%)	NOX	STM	GT4	GT7	O2	CTFAR	BOFPV	CDF	CTS
STM	0.546( 6.4)	1.00	0.04	0.01	0.09	-0.02	0.05	0.03	-0.05	-0.06
NOX	20.8( 3.3)	0.04	1.00	-0.04	-0.03	0.08	0.00	-0.02	0.02	0.03
GT4	4.51( 0.3)	0.01	-0.04	1.00	0.02	-0.04	0.01	0.01	0.02	-0.04
GT7	64.9( 0.7)	0.09	0.03	0.02	1.00	-0.08	0.00	0.03	0.03	-0.05
O2	0.0114( 0.7)	-0.02	0.08	-0.04	-0.08	1.00	-0.01	-0.04	-0.02	0.06
CTFA	6.61(27.1)	0.05	0.00	0.01	0.00	-0.01	1.00	-0.04	0.01	0.00
BOFP	52700( 4.1)	0.03	-0.02	0.01	0.03	-0.04	-0.04	1.00	-0.00	-0.03
CDF	1.12E6(11.8)	-0.05	0.02	0.02	0.03	-0.02	0.01	-0.00	1.00	-0.00
CTS	12.0( 2.7)	-0.06	0.03	-0.04	-0.05	0.06	0.00	-0.03	-0.00	1.00

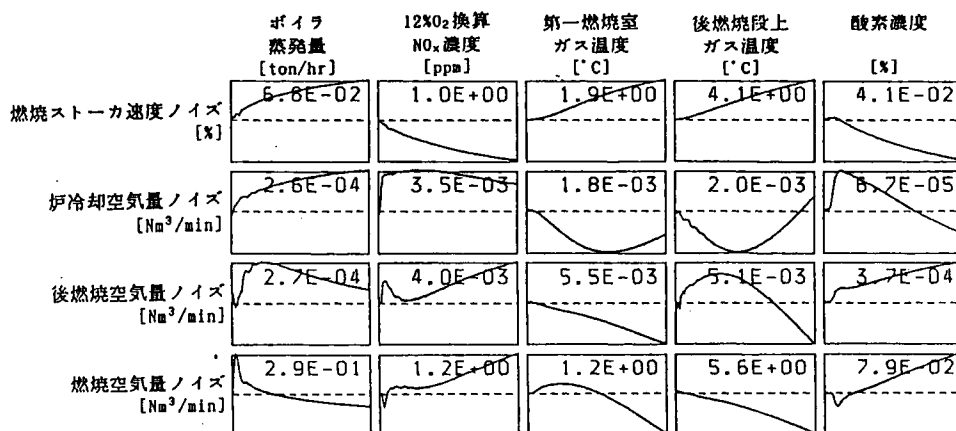


- ① 燃焼ストーカ速度を上げるとボイラ蒸発量と炉温は上昇し、酸素濃度とNOx濃度は下降する。それぞれの動きは比較的ゆるやかである。ストーカを動かすと、ごみが供給されて発生熱量が増えるため炉温が上昇する。後燃焼段上ガス温度が第一燃焼室ガス温度に比べて上昇率が高いのは、燃えきり点の下流側移動の影響が含まれているからと想像される。
- ② 冷却空気量を増やすと、NOx濃度は急激に増える。ボイラ蒸発量は上昇するが、炉温は一旦下降してから上昇する。冷却効果は吹き込み時に大きく、その後は二次燃焼用空気として働く。
- ③ 後燃焼空気量を増やすと後燃焼段上ガス温度が上がっていることから、同定実験には燃えきり点が後燃焼段まで延びてきていたと考えられる。また、しばらくすると後燃焼段上ガス温度が急激に下がることから、冷却空気としても働くことが分かる。他の状態変数に対する応答は、次の燃焼空気量と似ている。しかし、後燃焼空気量は吹き込み量が少ないため、大きな影響は与えない。
- ④ 燃焼空気量を増やすと、ボイラ蒸発量は急激に増えてすぐに通常に戻る。初期の燃焼促進時には酸素濃度とNOx濃度の減少が見られる。炉温が上がらない理由は、燃焼が盛んになっても、一方で熱を持ち出す空気量が増えているためであり、冷却効果の方かえって大きくなる。

また、ARモデルから求めたノイズ寄与率を図5.31に示す。この図から以下のことがわかる。

#### ① ボイラ蒸発量について

直流分ではボイラ蒸発量の固有ノイズからの寄与が大きい。また、燃焼ストーカ速度ノイズや酸素濃度からの寄与も見られる。低周波から高周波にかけては燃焼空気量の寄与が特に大きく、1/6(cycle/min)付近では0.65以上の寄与がある。A都市ごみ焼却炉の場合と比べ燃焼用空気量からの寄与が大きく現れる理由は、B都市ごみ焼却炉では線形性の高い流量操作をしているためと考えられる。



※横軸は0～1時間、点線は定常値、数値は縦軸の最大値(最小値)の絶対値

図5.30 ステップ応答シミュレーション (B都市ごみ焼却炉)

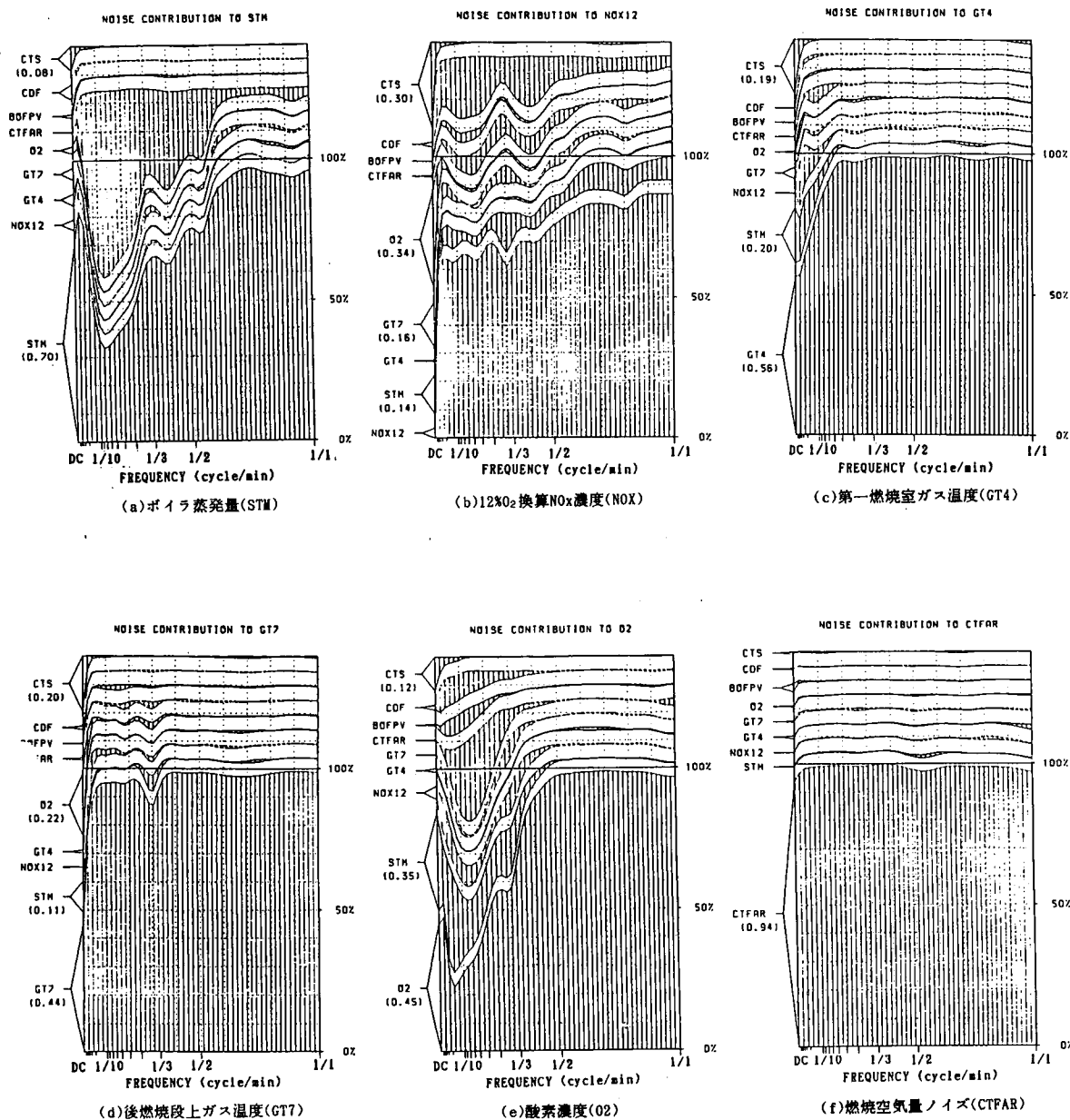
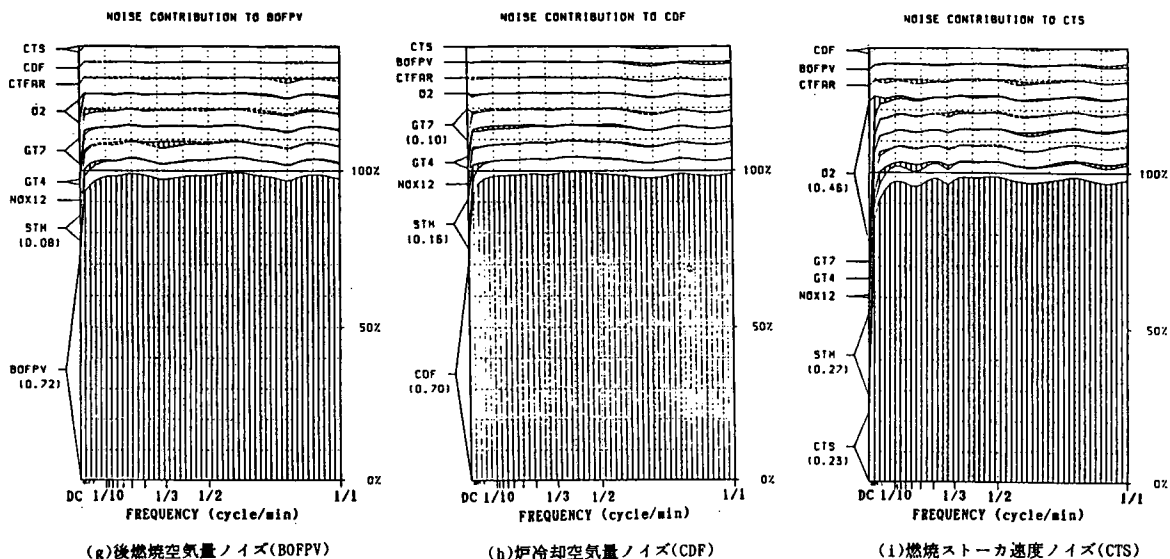


図5.31 ノイズ寄与率 (B都市ごみ焼却炉)



## ② NOx濃度について

直流分で燃焼ストロカ速度ノイズからの寄与が大きい。他に酸素濃度や後燃焼段上ガス温度からの寄与がある。これらの寄与は $1/20$  (cycle/min)より低周波で大きい。

低周波から高周波にかけて炉冷却空気量ノイズからの寄与が大きく、 $1/5$  (cycle/min)で約0.2を占める。低周波から高周波にかけてボイラ蒸発量の寄与があるが、A都市ごみ焼却炉では $1/2$  (cycle/min)での寄与が最も大きかった。

## ③ 第一燃焼室ガス温度について

直流分では第一燃焼室ガス温度の固有ノイズからの寄与の他に、ボイラ蒸発量、燃焼ストロカ速度ノイズからの寄与が見られる。

$1/10$  (cycle/min)より高周波の領域では、ほとんど第一燃焼室ガス温度の固有ノイズからの寄与である。第一燃焼室ガス温度は乾燥段、燃焼段、後燃焼段の燃焼の全ての影響を受け、さらに炎を直接熱電対に受けるため、高周波での各変数からの影響を同定しにくいと考えられる。

## ④ 後燃焼段上ガス温度について

直流分では、後燃焼段上ガス温度自身の寄与、燃焼ストロカ速度ノイズからの寄与が大きい。直流分以外では、ほとんど後燃焼段上ガス温度の固有ノイズからの寄与である。

## ⑤ 酸素濃度について

直流分では酸素の固有ノイズからの寄与と、燃焼ストロカ速度とボイラ蒸発量からの寄与がある。

$1/6$  (cycle/min)付近では燃焼空気量から約0.3の寄与がある。このピークは燃焼空気量ノ

イズからボイラ蒸発量への寄与のピークと同じ位置にある。また1/2.5(cycle/min)より低周波ではボイラ蒸発量、NOx濃度、炉冷却空気量ノイズからの寄与も見られる。

#### ⑥ 燃焼ストロカ速度ノイズについて

燃焼ストロカ速度ノイズには手動信号が含まれているので、低周波成分に他の変数からの寄与が生じる。直流分では燃焼ストロカ速度ノイズの固有ノイズからの寄与、および酸素濃度、ボイラ蒸発量からの寄与が大きい。ボイラ蒸発量を見ながら操作しているために、ボイラ蒸発量の寄与があると考えられる。

A都市ごみ焼却炉とノイズ寄与率と比較すると、ボイラ蒸発量に対して燃焼空気量の寄与が大きいことが異なっている。これは、操作量を直接の空気流量で扱うために線形性が確保され、寄与が正しく同定されたからと考えられる。

### (3) 最適フィードバックゲインの計算

まず、制御用ARモデルを作成した。制御用ARモデルを計算する段階で、モデル次数の候補を最大12次までとしたが、これは実際にプラントで制御信号を出す16ビットパーソナルコンピュータの容量の制限に基づくものである。その結果、モデル次数は11次、FPEC値は $0.454 \times 10^2$ となった。また、残差共分散係数の絶対値が0.1を越える変数の組はなかった。

次に、操作変数の許容分散値を同定実験時の1倍あるいは2倍とし、ボイラ蒸発量・NOx濃度同時制御の場合について、最適フィードバックゲインを計算した。同時制御については、NOx濃度とボイラ蒸発量の重みを種々に変えて自動収束計算を行った。結果を表5.19に示す。

#### ・ゲイン1)～7)

操作変数の許容分散値が同定ノイズの分散値に等しく設定したときのボイラ蒸発量・NOx濃度制御のゲインであり、ボイラ蒸発量とNOx濃度の制御バランスを変えてゆくことにより、

$$86.0 \leq \text{NOx濃度の分散値 ppm}^2 \leq 630$$

$$1.24 \leq \text{ボイラ蒸発量の分散値 (ton/hr)}^2 \leq 5.42$$

のように変化した。適当と思われるのはゲイン1)または2)である。

#### ・ゲイン11)～17)

操作変数の許容分散値を同定ノイズの分散値の2倍に設定したもので、操作領域が広くなるので制御効果もよくなり、結果は、

$$72.2 \leq \text{NOx濃度の分散値 ppm}^2 \leq 659$$

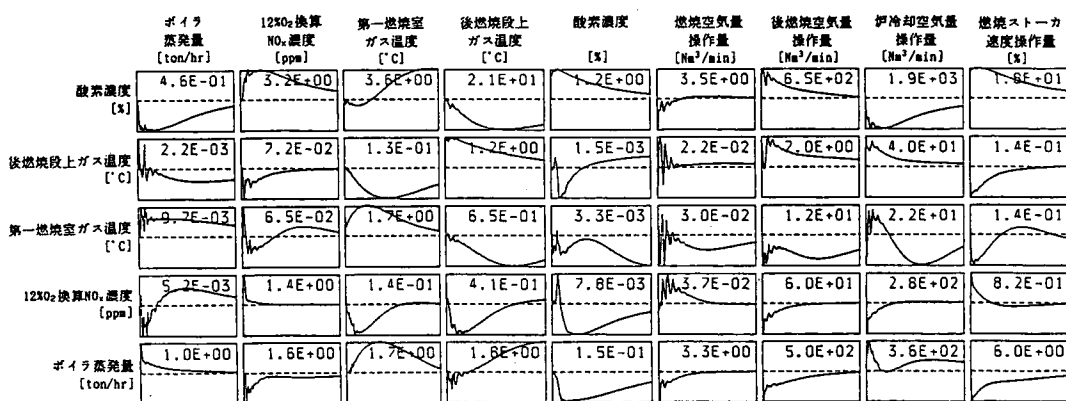
$$1.00 \leq \text{ボイラ蒸発量の分散値 (ton/hr)}^2 \leq 4.02$$

となった。適当と思われるのはゲイン11), 12), 14)である。

そして、計算された最適フィードバックゲインの制御動作を調べるためのシミュレーションをおこなった。ゲイン1)の制御動作シミュレーションを図5.32に示す。この図は、A

表5.19 最適フィードバックゲインの計算結果 (B都市ごみ焼却炉)

ゲイン 番号	操作変数 許容 分散値	被制御変数の重み係数 (逆数)					制御シミュレーション 状態変数の分散値		
		NOX	STM	GT4	O2	GT7	$\sigma^2_{NOX}$	$\sigma^2_{STM}$	$\sigma^2_{GT4}$
1	$1\sigma^2$	1	1	0	0	0	111	2.31	1260
2	$1\sigma^2$	10	1	0	0	0	199	1.71	1340
3	$1\sigma^2$	$10^2$	1	0	0	0	517	1.26	1630
4	$1\sigma^2$	1	10	0	0	0	94.8	3.07	1220
5	$1\sigma^2$	1	$10^2$	0	0	0	86.0	4.60	1180
6	$1\sigma^2$	$10^4$	1	0	0	0	630	1.24	1760
7	$1\sigma^2$	1	$10^4$	0	0	0	86.7	5.42	1190
11	$2\sigma^2$	1	1	0	0	0	82.3	1.27	1080
12	$2\sigma^2$	10	1	0	0	0	125	1.00	1110
13	$2\sigma^2$	$10^2$	1	0	0	0	407	0.69	1310
14	$2\sigma^2$	1	10	0	0	0	75.9	2.13	1200
15	$2\sigma^2$	1	$10^2$	0	0	0	72.2	4.02	1210
16	$2\sigma^2$	$10^4$	1	0	0	0	659	0.67	1570
17	$2\sigma^2$	1	$10^4$	0	0	0	71.3	6.44	1210



※横軸は0～1時間、点線は定常値、数値は縦軸の最大値(最小値)の絶対値

図5.32 制御動作シミュレーション (B都市ごみ焼却炉)

Rモデル制御時に、縦に記された状態変数に時刻0に単位量のインパルスが生じたと仮定し、その変化を抑えるために計算される最適操作量と刻々と変化する状態変数の値をそれぞれ横に並べた図である。横軸は0～1時間、点線は各変数の定常値、縦軸は定常値からの偏差を示し、その最大値又は最小値の絶対値を図中の数値で示している。この図から次のことが分かる。

- ①制御対象であるNOx濃度が上昇すると、A Rモデル制御は燃焼ストーカ速度を速め、燃焼空気量を増やし、炉冷却空気量と後燃焼空気量を減らす操作を行う。
- ②制御対象であるボイラ蒸発量が上昇すると、A Rモデル制御はストーカ速度を遅め、炉冷却空気を増やし、燃焼空気量と後燃焼空気量を減らす。

これらは、おおよそステップ応答シミュレーションの逆方向の動きであり、妥当であると判断される。

#### (4)短期制御実験

計算されたA Rモデルとゲインを利用して、制御実験を行った。操作変数の設定値は同定実験時の平均値とした。同様に、被制御変数と参考変数の定常値は同定実験時通りとした。

被制御変数の定常値		操作変数の設定値
ボイラ蒸発量	=36.1(ton/hr)	燃焼ストーカ速度=47.5(%)
NOx濃度	=135ppm	後燃焼段下空気量=4880(Nm <sup>3</sup> /hr)
第一燃焼室ガス温度	=932°C	炉冷却空気量 =5840(Nm <sup>3</sup> /hr)
酸素濃度	=8.79(%)	
後燃焼段上ガス温度	=625°C	

以下の制御実験において主な変数の統計量を表5.20に示し、各実験を考察する。

##### ①NOx濃度・ボイラ蒸発量制御(1)――(実験 G1a、G1b)

表5.19のゲイン1)を用いて制御実験を行った。ボイラ蒸発量の設定値は、最初の12時間(実験G1a:1440データ)が定格の36.8(ton/hr)、その後の約10時間(実験G1b:1184データ)が高負荷の39.8(ton/hr)とした。ソフトゲインは燃焼ストーカ速度は0.5、その他の操作変数は1.0とした。実験から次のことがわかった。

- ・NOx濃度、ボイラ蒸発量、第一燃焼室ガス温度のそれぞれの分散値は、実験G1aでは332 ppm<sup>2</sup>、1.07(ton/hr)<sup>2</sup>、829°C<sup>2</sup>、実験G1bでは170ppm<sup>2</sup>、0.803(ton/hr)<sup>2</sup>、1650°C<sup>2</sup>であった。
- ・A Rモデルは、実験G1aと同条件の同定実験データより作成しているため、実験G1aの方が制御効果が高いと予測されたが、実験G1aでは燃え切り点がよく動いたため、NOx濃度が変動した。これはソフトゲインの設定や被制御変数の定常値が実験中に定常値とずれていたこと、同定時と制御時のごみ質の違いなどが原因として考えられる。
- ・燃焼空気量の操作信号は、A C Cから出力される信号の割合のほうが、A Rモデル制御から出す信号よりも大きい。A C Cの操作量は1動作の占める部分が大きく、ボイラ蒸発量

表5.20 短期制御実験における主な変数の統計量 (B都市ごみ焼却炉)

制御実験(G1a)

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	40.3	33.6	36.7	1.07
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	200.	58.4	128.	332.
酸素濃度	O2	%	11.2	5.46	8.56	1.20
第一燃焼室温度	GT4	°C	1025	867.	944.	829.
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	794.	419.	555.	7011
乾燥スト先端部火床温度	ST1	°C	441.	98.7	253.	1.01E4
燃焼スト前部火床温度	ST2	°C	385.	122.	261.	3233
燃焼空気量	CTPPV	Nm <sup>3</sup> /min	4.00E4	7814	2.26E4	4.87E7
燃焼空気量操作量	CTPAR	Nm <sup>3</sup> /min	11.4	-17.0	-3.70	17.4
後燃焼空気量操作量	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	7173	2808	4711	4.90E5
炉冷却空気量操作量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	1.11E4	-580.	5479	7.47E8
燃焼ストーカ速度操作量	CTS	%	86.0	-1.04	45.6	155.

\* データのタイムスラップは30秒、データ数は1440データ

制御実験(G1b)

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	42.8	36.6	39.7	.803
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	164.	73.7	125.	170.
酸素濃度	O2	%	9.66	5.54	7.92	.646
第一燃焼室温度	GT4	°C	1030	838.	948.	1650
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	931.	468.	623.	8236
乾燥スト先端部火床温度	ST1	°C	428.	84.9	218.	9580
燃焼スト前部火床温度	ST2	°C	351.	80.2	219.	3678
燃焼空気量	CTPPV	Nm <sup>3</sup> /min	3.85E4	9690	2.48E4	2.84E7
燃焼空気量操作量	CTPAR	Nm <sup>3</sup> /min	11.0	-13.1	-2.04	14.7
後燃焼空気量操作量	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	6807	3046	4927	3.52E5
炉冷却空気量操作量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	1.17E4	-30.5	6882	4.94E6
燃焼ストーカ速度操作量	CTS	%	74.7	9.71	43.3	93.7

\* データのタイムスラップは30秒、データ数は1184データ

制御実験(G1c)

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	44.5	34.4	39.3	2.15
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	197.	85.7	131.	187.
酸素濃度	O2	%	10.9	5.72	8.26	1.51
第一燃焼室温度	GT4	°C	973.	830.	920.	1113
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	823.	435.	561.	8146
乾燥スト先端部火床温度	ST1	°C	573.	132.	340.	7696
燃焼スト前部火床温度	ST2	°C	417.	184.	276.	2153
燃焼空気量	CTPPV	Nm <sup>3</sup> /min	4.57E4	1.13E4	2.60E4	7.13E7
燃焼空気量操作量	CTPAR	Nm <sup>3</sup> /min	17.3	-21.1	-1.46	33.4
後燃焼空気量操作量	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	7076	2790	4458	6.35E5
炉冷却空気量操作量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	1.14E4	-275.	5269	1.32E7
燃焼ストーカ速度操作量	CTS	%	100.	3.30	47.2	820.

\* データのタイムスラップは30秒、データ数は678データ

制御実験(G1d)

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	43.4	36.1	39.9	1.55
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	165.	96.0	125.	173.
酸素濃度	O2	%	9.28	5.10	7.29	1.59
第一燃焼室温度	GT4	°C	1019	901.	951.	1273
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	845.	478.	625.	1.14E4
乾燥スト先端部火床温度	ST1	°C	440.	121.	300.	9254
燃焼スト前部火床温度	ST2	°C	389.	153.	294.	5042
燃焼空気量	CTPPV	Nm <sup>3</sup> /min	3.23E4	9768	1.93E4	3.94E7
燃焼空気量操作量	CTPAR	Nm <sup>3</sup> /min	6.72	-7.02	-8.90	5.00
後燃焼空気量操作量	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	7534	2790	4416	1.14E6
炉冷却空気量操作量	CDF	Nm <sup>3</sup> /min	1.16E4	-183.	7521	1.44E7
燃焼ストーカ速度操作量	CTS	%	69.0	10.7	38.4	178.

\* データのタイムスラップは30秒、データ数は394データ

が目標値より少ない状態が続くと、空気量は徐々に多くなり上限に張り付くことがあった。  
・NOx濃度、後燃焼段上ガス温度、燃焼ストロカ速度ノイズ「手動操作+ARノイズ」が、似た動きをしていた。ただし、後燃焼段上ガス温度は、他の2変数と比べて動きが遅れる。ノイズ寄与率で見られたように、燃焼ストロカ速度は直流分でNOx濃度に大きく寄与しているため、NOx濃度が変化すればARモデルは燃焼ストロカを動かす。そのことは、制御動作シミュレーションで確認もされている。今まで、ARモデル制御は燃焼段上ガス温度の動きを参考に燃焼ストロカを動かすと考えていたが、NOx濃度を直接に制御することによってARモデル制御がストロカ速度を操作し、その結果、燃えきり点が安定すると考えると3変数の動きが説明できる。このことについて、長期実験で再び検討する。

## ② NOx濃度・ボイラ蒸発量制御(2)---(実験 G1c、G1d)

次に、高負荷条件はそのままにして、燃焼ストロカ速度のソフトゲインを0.1に上げて暫く様子をみた(実験G1c: 678データ)。ボイラ蒸発量、NOx濃度、第一燃焼室ガス温度の分散は、それぞれ $2.15(\text{ton/hr})^2$ 、 $187\text{ppm}^2$ 、 $1110^\circ\text{C}^2$ となった。燃焼ストロカ速度のソフトゲインを上げたために、操作変数の変動が多くなり、変える前より若干不安定となった。

そこで、燃焼ストロカ速度と燃焼空気量のソフトゲインを0.5に下げて様子をみた(実験G1d: 394データ)その結果、ボイラ蒸発量、NOx濃度、第一燃焼室ガス温度の分散は、それぞれ $1.15(\text{ton/hr})^2$ 、 $173\text{ppm}^2$ 、 $1270^\circ\text{C}^2$ となった。

以上のように、同定実験時の状態と制御実験時の状態に少しの違いがあっても、ソフトゲインを変えることによって安定化することができた。

### 5.3.3 長期制御実験

短期間の制御実験で作成したARモデルとゲインを用いて、NOx濃度とボイラ蒸発量の制御および燃焼維持が可能であることがわかったので、同じ条件で3日間の連続自動運転を試みることにした。基本的には手動介入せず、緊急に後燃焼段上のごみを燃え切らせる場合や灰を押し出す必要がある場合に、後燃焼ストロカ速度と後燃焼空気量を手動操作することにした。また、負荷は定格負荷(ボイラ蒸発量 $36.8(\text{ton/hr})$ 、ごみ焼却量で $12.5(\text{ton/hr})$ )で運転したが、途中で、

90%低負荷(ボイラ蒸発量 $33.1(\text{ton/hr})$ 、ごみ焼却量で $11.1(\text{ton/hr})$ )

110%高負荷(ボイラ蒸発量 $42.0(\text{ton/hr})$ 、ごみ焼却量で $14.3(\text{ton/hr})$ )

の2通りで数時間運転し、負荷を実用レベルで変更しても安定燃焼を維持できるかどうかを調べた。さらに、ごみ質の急激な変化に対してどのような応答を示すか調べるために、実験中に水分を多く含んだ悪質ごみを投入した。最後に、ARモデルがNOx濃度を監視しながらストロカ速度をどのように動かすかを調べるために、炉冷却空気を多量に吹いて、その後の操作の動きを見た。

長期実験のチャートを図5.33に示し、その運転状況について以下に述べる。

#### ① 調整期間---1400データ付近まで

実験開始時はNOx濃度とボイラ蒸発量が不安定であるが、これはトラブルによりフィーダー



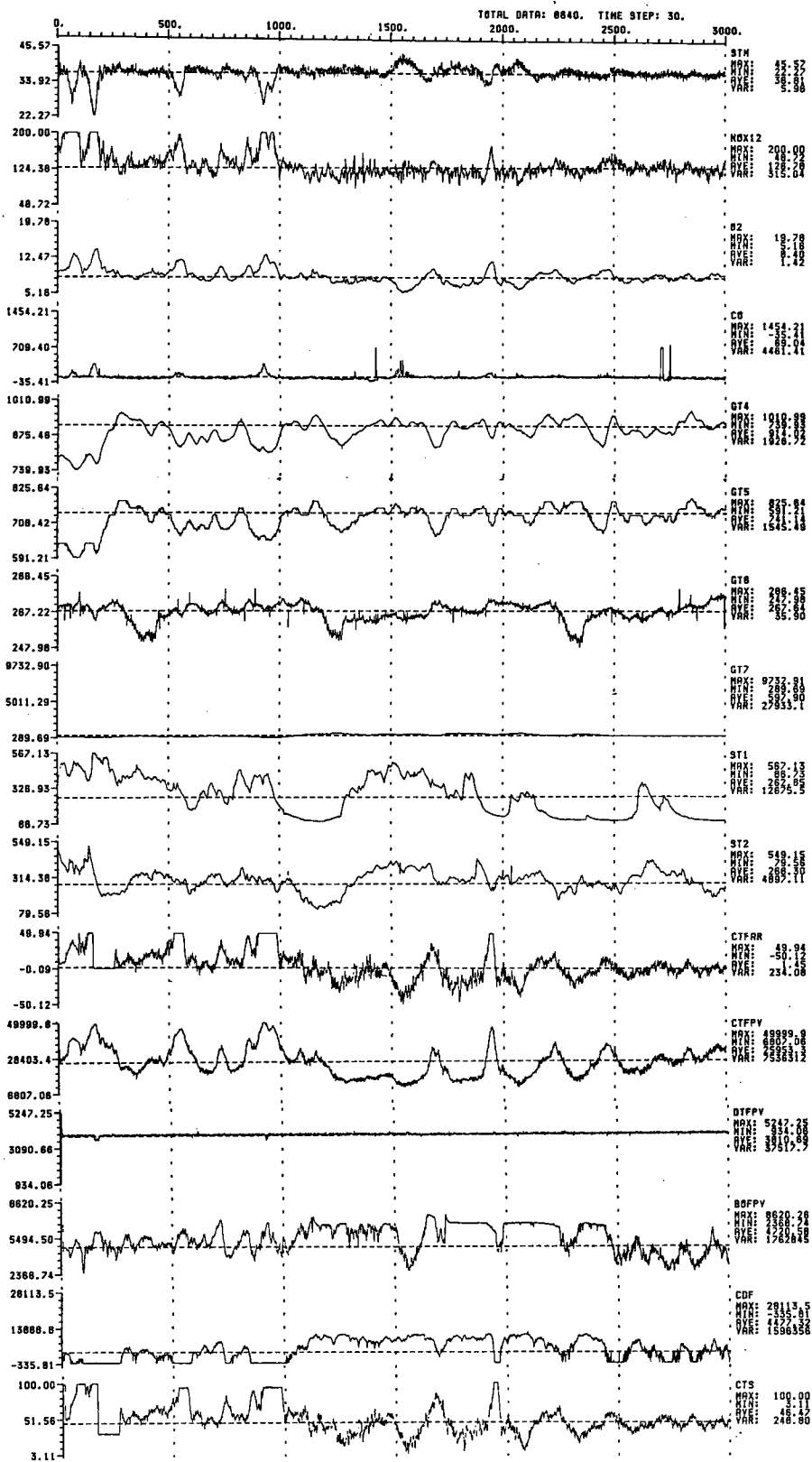
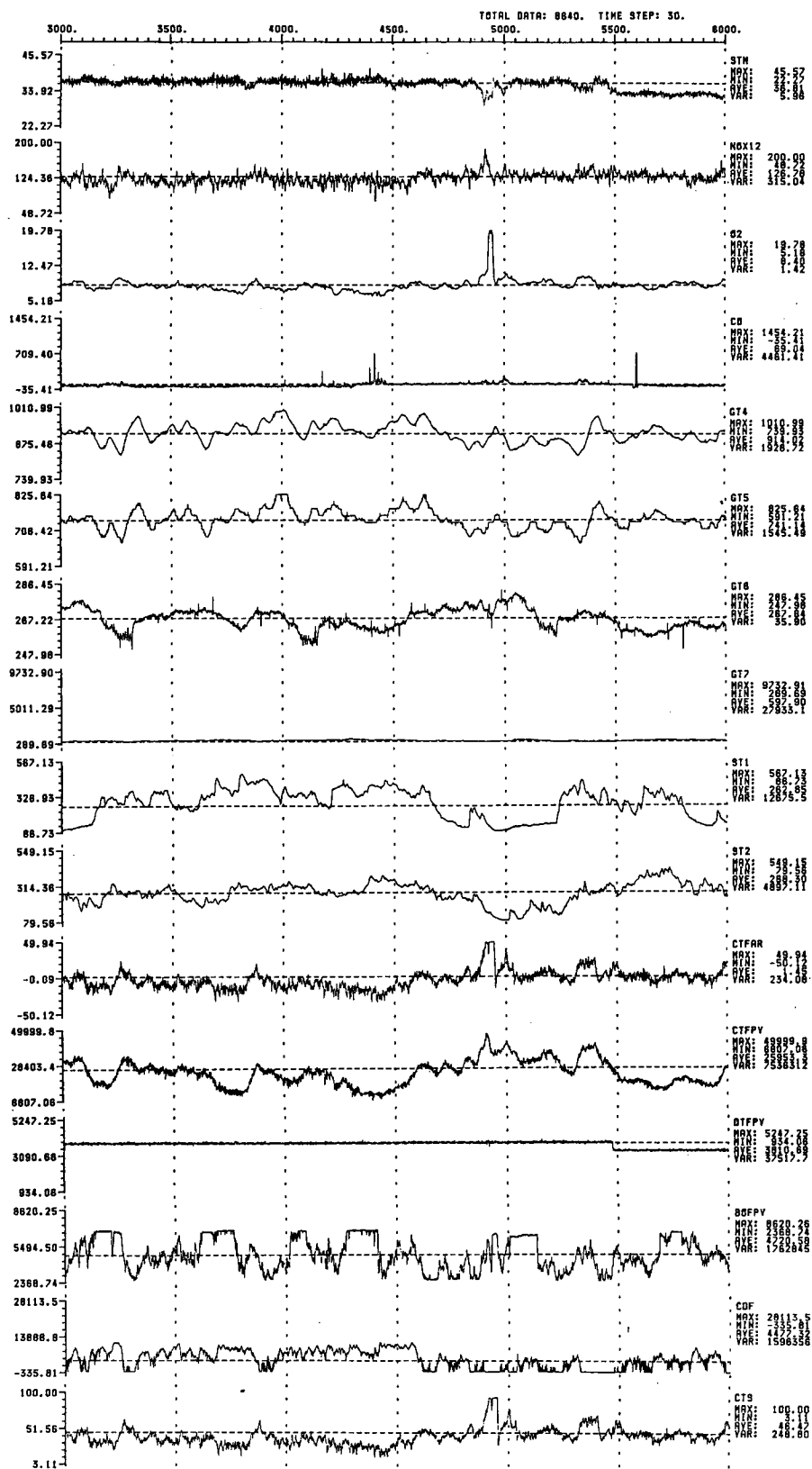
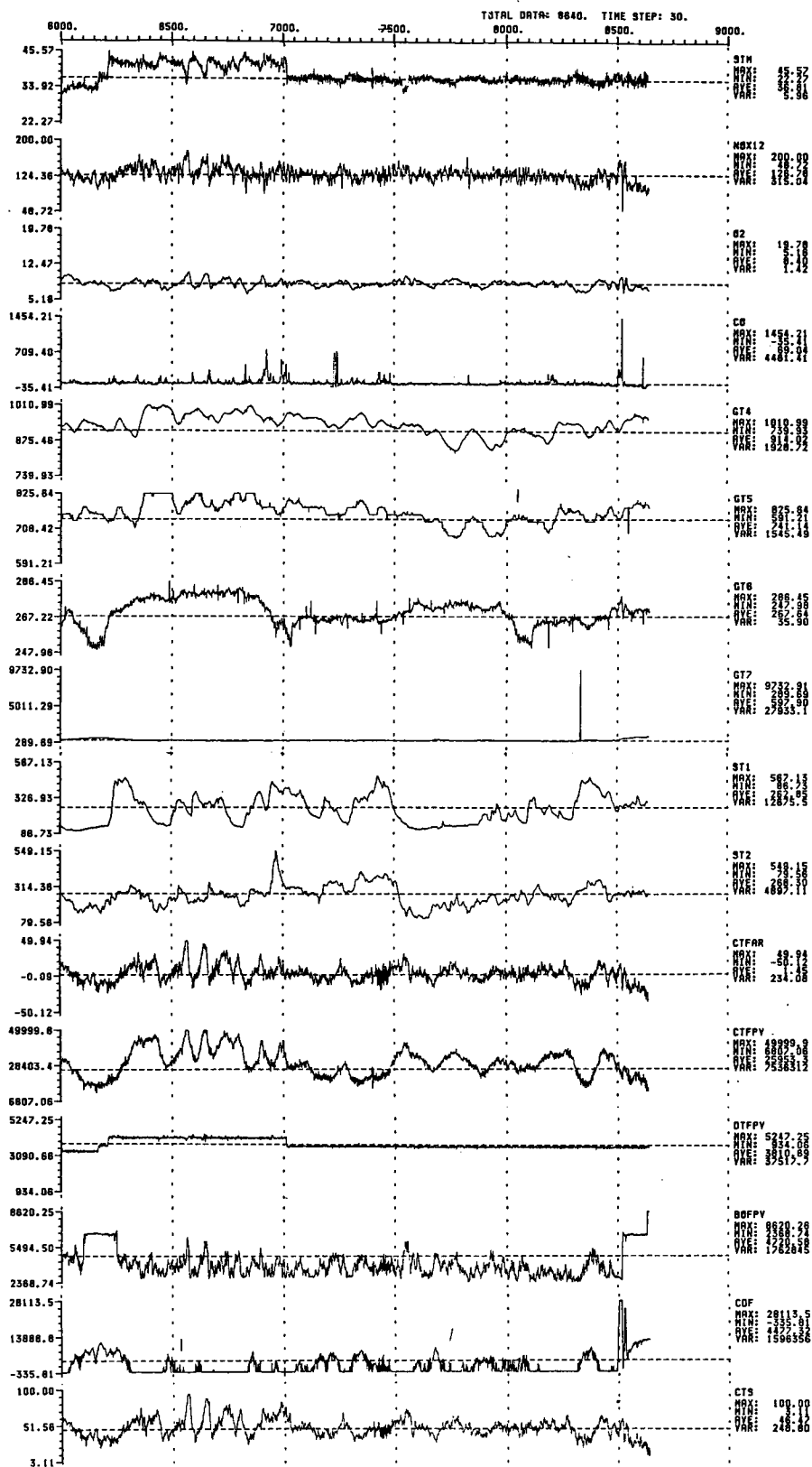


図5.33 長期制御実験における主な変数のチャート (B都市ごみ焼却炉)





が動かずにいたことが原因である。ごみ枯れが頻繁におこっていたが、フィーダの調整後ごみが正常に供給されるようになった。

#### ② 第一燃焼室ガス温度の問題――2000データ付近

45分周期でごみ枯れと多量のごみ流下を繰り返した。いったんごみが後燃焼段上で燃え出すと暫くそこで燃え続けるため、燃えきり点が燃焼段上を上流側へ移動しても、後燃焼段上ガス温度は急には下がらない。そのため、ストーカ送り操作が遅れる傾向にあった。また、後燃焼ガス温度が下がると制御系はストーカ速度を急に速めるため（このときNOx濃度が上昇している）、後燃焼段のごみが燃えきる間もなく再び燃えきり点が後燃焼段まで来てしまう。すなわち、燃えきり点の位置と後燃焼段ガス温度との間にあるヒステリシスが原因となり、燃えきり点の振動現象が生じると考えられる。

そこで対策として、ストーカ速度の設定値を45.0%に下げ、ストーカ速度のソフトゲインを0.5にして操作量の幅をせばめた。その結果、2190データ付近で燃焼は安定し燃えきり点は燃焼段の端に来るようになった。

#### ③ 夜間の運転――4310データ付近

夜間には昼間に積み上げられたごみが投入される。積み上げられたごみは、すでに攪はんされていることと時間が経過すると水分が下に移動することから、その質は均一となっている。そのため、夜間はボイラ蒸発量が安定しやすい。ストーカ速度には急激な操作変動がなく、ごみの供給が適宜行われ、オペレータの手動介入は必要なかった。後燃焼段では未燃分が出そうになる時のみ、マニュアル操作で後燃焼ストーカ速度を遅め後燃焼空気量を増やした。

#### ④ 昼間の運転――4800データ付近

昼間はごみが次々と搬入され、攪はんが十分でないまま炉内に投入されることがある。持ち込まれるごみごとに塊となってストーカ上を下りて来るため、燃焼が不安定となりやすい。ごみ塊が完全に燃えずに後燃焼段まで下りて来ると、熱灼減量が増える。午前中にごみ質が変わったようであるが協調制御は順調であり、ボイラ蒸発量とNOx濃度は安定している。後燃焼段は必要に応じてオペレータが手動操作するが、燃焼ストーカおよび燃焼空気量などの手動介入は行っていない。

#### ⑤ 悪質ごみ塊の投入――4910データ付近

ごみ質変化に対する制御系の安定性を調べるため、水分を多量に含んだ悪質ごみを投入することにした。ピットの底にある水分の多い悪質ごみをバケットで1時5分と1時10分の2回投入した。（重量は、2.86tonと1.89ton）しかし、その直前にごみのブリッジが原因でごみ枯れがおこり、ボイラ蒸発量が急に低下した。そこで、一時手動に切り替えて燃焼状態の回復を図った。このとき、ごみを早く送ったため、悪質ごみは完全に燃えきらずに燃焼段を通りすぎ、後燃焼段で燃えきることになった。

再度、比較的悪質なごみ（前回投入した悪質ごみよりは水分量が少ないと思われる）を投入したところ、ボイラ蒸発量が徐々に下がって後にゆっくり復帰する動きを見せ、悪質

ごみによる悪影響は見られなかった。

1回の試みなので正確な判断は下せないが、ストーカ速度をARモデルで操作する場合には、ごみ質が変化するとその影響は徐々に燃えきり点の位置に現れるようである。通常は、燃えきり点の後燃焼段側にある方が酸素濃度が低くなり、NOx濃度の変動も少なくなるが、燃えていないごみが流下した場合には酸素が消費されないから、NOx濃度は下がらない。そのため制御系はさらにごみを送り、後燃焼段に未燃焼ごみが到達することになると考えられる。ごみ質変化が短期間ならば良いが、長期間にわたる場合には燃焼段での滞留時間を長くして燃やす燃焼方法に切り替える必要がある。

後燃焼段にたまった未燃分は、後燃焼ストーカ速度と後燃焼空気量をオペレータが操作することによって燃やし切ることができる。その期間、ボイラ蒸発量は比較的安定していることから、オペレータは未燃分が発生しないように後燃焼段だけを監視していれば良いことになり、運転の負担は小さくなると思われる。

#### ⑥ 低負荷と高負荷での運転――5500データ付近および6200データ付近

短期実験と同じように、負荷を変えて同じモデルと同じフィードバックゲインで、ボイラ蒸発量の負荷目標値の変更が可能かどうかを調べた。5500データから6150データまでは、負荷を90%に下げて制御実験を継続した。また、6200データから7000データまでは、負荷を110%に上げて実験を継続した。その結果、この程度の範囲で負荷目標値を変えても運転可能であることがわかった。負荷を下げた場合の方が安定しており、短期実験の結果を考慮すると、最適な制御目標値はその時のごみの状態によって変化すると思われる。

#### ⑦ 炉冷却空気の吹き込みによる制御系の応答――8500データ付近

短期実験で推定されたNOx濃度と制御系のストーカ速度操作との関係を実際に調べることにした。炉冷却空気を手動で急激に入れて、一時的に第一燃焼室のNOx濃度を上昇させた。

炉冷却空気量を約 $30,000\text{Nm}^3/\text{min}$ まで増やすとNOx濃度は急激に上昇した。それにあわせてARモデル制御はストーカ速度操作量を急に大きくしてごみを送った。また後燃焼段上ガス温度は、ストーカが送られることによって徐々に上昇した。次に炉冷却空気量をもとの状態にまで戻すと、NOx濃度が急激に減少(50ppmまで)し、それに対してストーカ速度も急に減少した。後燃焼段上ガス温度は一度上昇すると、後燃焼段の残り火のためになかなか減少しなかった。なお、この変化の中で、ボイラ蒸発量と炉温には変化がなかった。変動がおさまった後、この期間に燃焼段上へ送られた燃え残りのごみが、後燃焼段で燃やしることが必要となった。

この試行により、短期実験で考えたように、ARモデル制御のストーカ速度操作はNOx濃度に従っていることがわかった。後燃焼ガス温度を参考変数として取り込んでおり、NOx濃度やボイラ蒸発量に影響することは以前の通りであるが、NOx濃度制御が直接燃えきり点の制御に関係している。また、炉冷却空気はNOx濃度に対して高周波できくため、NOx濃度はすぐに上昇してその後には下降し、また炉冷却空気量を絞ると、NOx濃度を急激に低下することが確認された。

実験を通して、ARモデル制御の操作するストーカ速度が、燃焼空気量の動きと良く合っていることがわかった。これは次のように解釈される。燃焼状態が悪くなりボイラ蒸発

量が下がっているときに、A C C が燃焼空気量を増やしてゆく。燃焼空気量を増やすことでボイラ蒸発量が復帰できれば良いが、すぐに復帰しない時はNOx濃度が徐々に上昇してゆく。そして、そのNOx濃度と後燃焼段上ガス温度の状態によって、A Rモデル制御がストーカ速度を動かすために、適量のごみが供給されるようになり、長期的には状態が復帰安定する。以上に述べたことが、A C C のA Rモデル制御の協調関係となっている。

#### 5.3.4 制御実験のまとめ

3日にわたり、A C C + A Rモデル制御を連続で運転することができた。その間に必要であった手動介入は、後燃焼段に未燃ごみが残った時の後燃焼ストーカ速度と後燃焼空気量の操作である。

悪質ごみを投入した結果、ボイラ蒸発量はいったん下降しすぐ復帰する動作を示した。ボイラ蒸発量に変動が現れても、制御系は徐々にゆっくりとした操作を行うことが通常A C Cとは異なっていた。

また、悪質ごみが長期的に投入されると、制御系は燃えきり点を後燃焼段の方へ移動することにより、変動を吸収する傾向があった。そのため、オペレータはときどき後燃焼段を見て、未燃がでそうな時は後燃焼段ストーカ速度と後燃焼空気量操作する必要性が生じたが、ボイラ蒸発量とNOx濃度の制御を意識する必要がないため容易な操作で済むと思われる。

また、制御実験中にボイラ蒸発量の負荷設定を変えたところ、ボイラ蒸発量とNOx濃度は安定を維持することができた。特に、低負荷設定ではボイラ蒸発量が安定した。負荷が変化しても安定する理由として、空気量を直接流量で操作し、ごみ送りをストローク速度で操作することにより、システムの線形性が保たれていることが挙げられる。

ボイラ蒸発量制御と燃焼安定には、ストーカ速度が重要な役割を果たす。システム解析の結果、燃焼ストーカ速度はNOx濃度に対して低周波で寄与しており、NOx濃度を被制御変数に設定すると、A Rモデル制御はNOx濃度を安定させるため燃焼ストーカを動かし、ごみが供給されて燃焼が安定した。すなわち、燃焼を安定化するためにはNOx制御を積極的に制御すればよいことになる。

#### 5.4 さいごに

本章前半のA都市ごみ焼却炉における制御実験では、制御の協調性が損なわれる原因が、A C Cのごみ送り制御の問題とダンバの非線形性の問題であった。そこで、予測的制御が必要であるストーカ速度はA C Cから切り放し、A Rモデル制御だけで操作することにした。その同定実験では、燃焼ストーカを「手動操作+A Rノイズ」で特に低周波成分で揺らすことにより、第3章の手動実験で明かとなった燃焼ストーカからボイラ蒸発量への寄与、あるいはNOx濃度への寄与を、モデル中に同定することができた。A C C + A Rモデル協調制御の実験では、ボイラ蒸発量とNOx濃度の分散を抑えることができ、また制御系からの操作は緩やかであることが特徴であった。

本章後半では、B都市ごみ焼却炉において3日間の長期間制御実験を行い、手動操作の介

入はほとんどなく連続運転することができた。線形性を有するB都市ごみ焼却炉では、負荷設定を変えても制御可能であることが明かとなった。また、水分を多く含んだごみが投入されると、ボイラ蒸発量はいったん下がって暫くして復帰する堅牢な制御系であることがわかった。また、A Rモデル制御がNOx濃度を安定にするためにストーカ速度を適切に操作し、燃焼安定性が確保されることがわかった。

以上の2つの都市ごみ焼却炉についてA C C + A Rモデル制御が可能であることを確認できた。同じ手順にを踏めばさらに多くの焼却炉に対して適応できると確信される。

## **第 6 章    ACC+ARモデル協調制御           による高温燃焼制御**



## 第6章 ACC+ARモデル協調制御による高温燃焼制御

### 6.1 はじめに

自動燃焼制御技術が進歩する一方で、ごみ質が時代とともに変化してきている。豊かな時代を向かえると、消費者の多様化したニーズに答える新しい製品が大量生産・大量消費されるようになった。それらの製品に特に大きく変化をもたらしたのはプラスチックであろう。プラスチック製品は、耐久性、軽量性、加工性、コストパフォーマンス等に優れていることから、我々の日常生活において不可欠なものとなっており、その生産量は年々増加の一途をたどっている。

これらの製品が消費されると、遅かれ早かれ都市ごみとして廃棄される。プラスチックを多く含んだ都市ごみは発熱量が高いため、低いごみ発熱量で設計された従来の焼却炉で焼却するといろいろな問題が生じる。例えば、炉内が高温になることからストーカのブロックが焼ける、飛灰が熔融して炉壁にクリンカとして付着するなどの炉材耐久度の低下についての問題、熔融したプラスチックがストーカの隙間に入り込んで固化し、ごみ送りを阻害するなどの運転上の問題、高温によるThermal-NO<sub>x</sub>の生成、燃焼空気欠乏による一酸化炭素の発生、そしてダイオキシンの生成など二次公害に関する問題、高発熱量ごみを従来通り燃やすためには焼却量を減らさねばならず、計画通りの目標焼却量が処分できなくなるという運営上の問題などが生じる。自治体によってはプラスチック類を分別収集して埋め立て処分するところもあるが、用地不足の問題もあり将来的には全てを焼却処理せざるを得ない状況となってきている。

高発熱量の都市ごみにも対応する新しい焼却炉の建設が望まれるところであるが、まず従来の炉において高温燃焼制御を行い、高発熱量ごみに対応してゆくことが急務と考えられる。そこで炉温を新

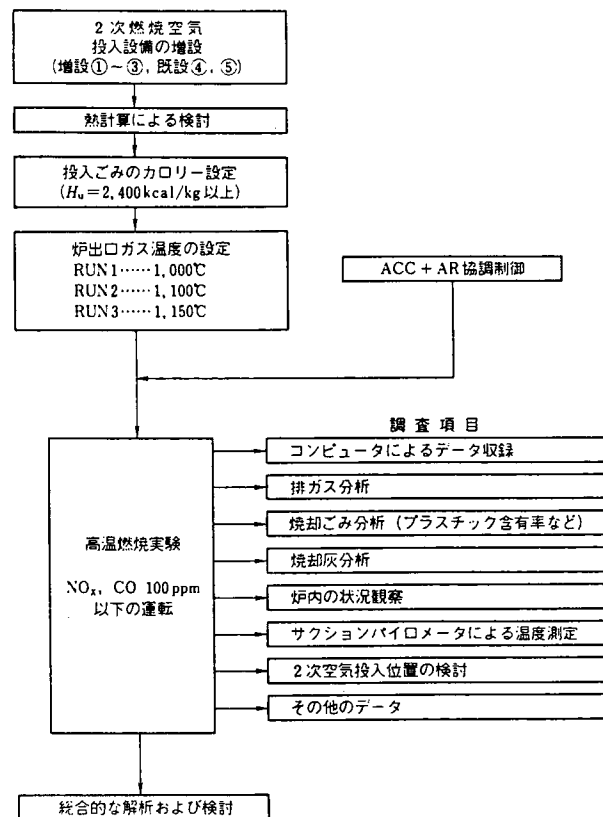


図6.1 高温燃焼制御技術開発の研究フローチャート

たな制御対象とし、従来からの制御対象であるボイラ蒸発量やNOx濃度と同時に炉温を制御するシステムを検討する。

統計的モデルに基づく制御方法であるARモデル制御は、多変数制御が可能であり対象とする焼却炉の特徴に併せて制御系を設計できる他、従来の自動燃焼制御(ACC)との協調を図ることができる制御系である。前章では、NOx濃度とボイラ蒸発量の長時間制御実験を行って燃焼の安定性を確認することができ、ARモデル制御の操作メカニズムについても知ることができた。そこで、本章ではこのARモデル制御を用いて炉温を制御し、高温燃焼を維持することを試みた。具体的には、一般ごみと破碎ごみを混合して高発熱量ごみを設定し、それを燃やすことによってできる高温条件を、ACC+ARモデル協調制御により一定に維持する。

通常の運転方法で高温燃焼をおこなうと一酸化炭素(CO)の発生が考えられ、そのために十分な空気を供給すると、今度は窒素酸化物(NOx)生成の問題が起こる。それゆえ、燃焼空気の供給量と供給方法の決め方が制御のポイントとなる。本研究では、ごみ発熱量と目標炉温を設定して熱収支計算おこない必要空気量を求めた。そして、その必要空気量を燃焼空気と二次燃焼空気に分け、両操作量をACC+ARモデル協調制御から操作するようにした。なお、対象としたのは前章の実験で使用したB都市ごみ焼却炉である。

研究は図6.1のフローチャートに従い、次のようにおこなった。

- ① まず、高温燃焼実験の準備として、ごみ発熱量の設定、必要空気量の計算をし、二次空気吹き込みなどの設備の設置と調整をおこなう。
- ② 次に、調整した高発熱量ごみの燃焼実験を行う。このとき、目標炉温(第一燃焼室温度)を1000、1100、1150°Cに設定して、ARモデル制御でその炉温を維持し、同時にボイラ蒸発量とNOx濃度も制御する。
- ③ 最後に、通常燃焼と高温燃焼の比較を行う。

## 6.2 高温燃焼実験の準備

まず、目標炉温を達成するために必要なごみの発熱量、燃焼空気量、二次燃焼空気量の計算をした。ごみの発熱量は一般ごみと破碎ごみを混合して調整することにし、その混合比を決めた。そして、二次燃焼吹き込み設備を新たに設け、その吹き込みを位置をいろいろと変えて最適な位置で吹き込めるようにした。また、炉内の真の温度と熱電対を対比して、正確な温度を把握できるようにした。

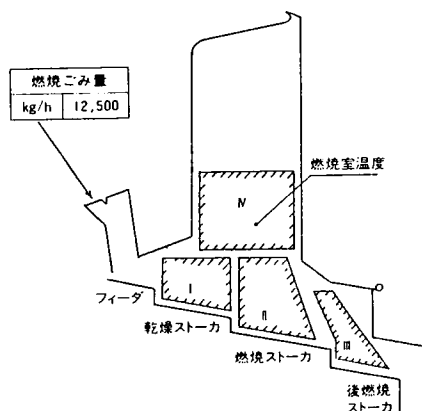


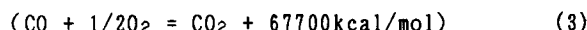
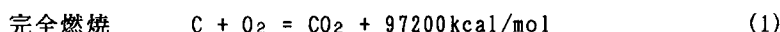
図6.2 燃焼ゾーンの分割方法

### 6.2.1 燃焼空気量、二次燃焼空気量の計算

具体的な目標炉温を、第一燃焼室の温度(GT4)で1000℃、1100℃、1150℃と決めた。そして、従来の都市ごみ焼却炉で目標の高温燃焼を行うため、次のような運転方針を立てた。ストーカ下から供給する燃焼空気を絞り、燃焼室に二次燃焼空気を供給して燃焼ゾーンを上方に移動させる。このとき、ストーカ上では還元雰囲気となり、逆に燃焼室出口では未燃分が多く残る。そこで、完全燃焼に十分なだけの二次燃焼空気を燃焼室に吹き込む。

ごみの発熱量と燃焼室温度を設定したときの燃焼空気量と二次燃焼空気量は、次の計算方法を用いて決めた。

ストーカ上部で不完全燃焼がおこって一定比率で一酸化炭素が生成するとし、その未燃焼分を燃焼室に吹き込む二次燃焼空気です完全燃焼すると仮定する。図6.2に示すように、炉内を乾燥ストーカ上部(I)、燃焼ストーカ上部(II)、後燃焼ストーカ上部(III)、第一燃焼室(IV)の4つの燃焼ゾーンに分ける。まずI・II・IIIのゾーンごとに、空気過剰率・可燃分燃焼比・水分蒸発比・ガス中CO濃度を過去の実測データから決め、それらに基づいて完全燃焼(反応式(1))と不完全燃焼(反応式(2,3))の計算を行う。燃焼排ガスは全てIVのゾーンに集まって混合し、二次燃焼空気が吹き込まれるとして完全燃焼(反応式(1))の計算を行う。そしてIVのゾーンの温度が目標温度になるようにする。



以上の方法により、ごみの低位発熱量を2000、2400、2800Kcal/Kgに設定して、燃焼空気量、二次燃焼空気量を計算した結果を表6.1に示す。この計算から、低位発熱量が2000Kcal/kg以下では、炉温を1150℃に上げることはできないことがわかった。

表6.1 高温燃焼制御のための熱収支計算

ゾーンIV		燃焼室温度	1,150℃			1,100℃			1,000℃		
項 目		Hu	①	②	③	①	②	③	①	②	③
燃 焼 ガ ス 量		Nm <sup>3</sup> /h	60,830	72,790	50,380	64,240	76,820	56,680	72,120	86,130	
二 次 空 気 量		Nm <sup>3</sup> /h	3,920	10,140	80	7,330	14,160	6,380	15,120	23,470	
二 次 空 気 温 度		℃	20	20	20	20	20	20	20	20	20
ガス成分	ドライベースCO <sub>2</sub>	%	11.7	10.7	12.7	11.0	10.0	10.9	9.6	8.8	
	〃 O <sub>2</sub>	%	8.1	9.3	7.1	8.9	9.9	9.0	10.5	11.3	
	〃 N <sub>2</sub>	%	80.1	80.0	80.2	80.0	79.9	80.0	79.9	79.8	
	ウェットベースH <sub>2</sub> O	%	16.4	12.5	21.3	15.5	11.8	18.9	13.8	10.5	

項 目	ゾーン	I			II			III		
	Hu	①	②	③	①	②	③	①	②	③
燃 焼 空 気 量	Nm <sup>3</sup> /h	3,880	4,560	5,240	27,110	32,100	36,700	9,120	10,950	12,380
燃焼空気温度	℃	120	80	40	120	80	40	120	80	40
空気過剰率	—	1.3			1.3			1.3		

注：ごみ質 Hu ①2,000Kcal/kg時、②2,400Kcal/kg時、③2,800Kcal/kg時

### 6.2.2 ごみ発熱量の設定

札幌市のごみはプラスチックを多く含んでいるため、ごみの発熱量が他の都市に比べ高い値を示すが、本実験ではさらに高発熱量に設定する必要があるため、清掃工場に持ち込まれる一般ごみと隣接する破砕工場から出る高発熱量の破砕ごみとを混合することにした。ブランク実験でサンプリングした一般ごみと破砕ごみの低位発熱量は、それぞれ2095Kcal/Kgと2890Kcal/Kgであり、ごみの可燃分の元素組成及び乾物の物理組成は表6.2となった。前述の熱収支計算から目標炉温達成するためには、2400Kcal/Kg以上に調整するのがよいことがわかったので、一般ごみと破砕ごみを一对一の割合で混ぜることにした。

### 6.2.3 二次燃焼空氣の吹き込み位置

高温燃焼を実現するために低空氣で運転すると、大量に未燃焼ガスの発生する可能性がある。また逆に低空氣であれば還元二段燃焼が促進されてNOx濃度が低減すると考えられる。このように、未燃焼ガス発生とNOx濃度の低減は相反する要素であるため、炉の構造や運転条件に併せて最適な二次燃焼空氣の吹き込み位置を決める必要がある。そこで、一酸化炭素濃度を未燃焼ガスの指標とし、二次燃焼空氣を吹き込んだ時に一酸化炭素濃度が低く、かつ最も高い位置にある吹き込み口を選ぶことにした。空氣を第二燃焼室内へ吹き込む設備を設け、吹き込み口を図6.3の①～⑤に変えてEP出口の排ガス中一酸化炭素濃度と12%O<sub>2</sub>換算NOx濃度を調べた結果、濃度をそれぞれを100ppmまで低減させるためには、③と⑤の位置が最適であることがわかった。

表6.2 B都市ごみ焼却炉に外部から搬入される一般ごみ及び破砕工場から搬入される破砕ごみの分析結果

項 目		単 位	一般ごみ	破砕ごみ
サンプル数		—	2	3
ごみの三成分	水分	%	43.3	23.2
	可燃分	%	41.3	56.5
	灰分	%	15.4	20.3
	可燃分中の高分子類	%	35.0	24.3
ごみの低位発熱量(Hu)		Kcal/kg	2,095	2,890
可燃分中の元素組成	C	%	52.53	54.82
	H	%	7.03	6.49
	N	%	0.87	0.80
	S	%	0.05	0.17
	O	%	38.47	37.31
	Cl	%	1.05	0.39
Steuerの式による可燃分低位発熱量		Kcal/kg	5,130	5,196
乾物の物理組成	高分子類	%	25.9	18.1
	可燃分	%	41.1	15.5
	紙類	%	1.4	3.1
	布類	%	6.7	45.4
	木屑類	%	10.2	0.0
	ちゅう介	%	5.5	4.0
	その他	%	9.2	13.9

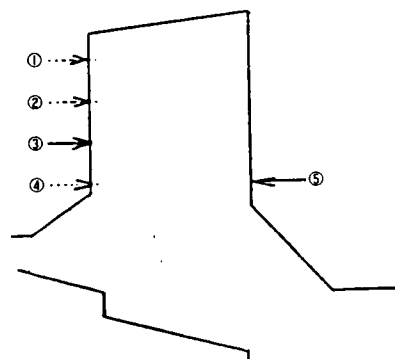


図6.3 二次燃焼空氣の吹き込み口

#### 6.2.4 サクシヨンパイロメータによる温度測定

炉温を測定する保護管付き裸熱電対では、火炎や炉壁（水冷壁）からの輻射の影響を受けて真の温度を示さない。そこでサクシヨンパイロメータを使って真の温度を測定し、熱電対温度と比較した。その結果、高温燃焼の目標温度である1000, 1100, 1150°Cは、熱電対指示温度でそれぞれ975, 1040, 1070°Cに対応することがわかった。実験ではこの熱電対指示温度を一定に保つように自動制御を行うことにした。

#### 6.3 高温燃焼制御用のACC+ARモデル協調制御の特徴

本研究の目的である高温燃焼の自動制御は、炉温を高温に維持しながらボイラ蒸発量、NO<sub>x</sub>濃度を同時に制御することである。

図6.4は協調型制御のブロックダイアグラムである。2つの制御系が共に操作する操作変数は燃焼空気量であり、ARモデル制御の操作量とACCの操作量が互いに補完する。ARモデル制御は、被制御変数への応答時間が長く予測的な操作が必要となるストーカ速度を操作し、また増設した二次燃焼空気を操作する。ACCはフィード速度、乾燥ストーカ速度をごみ層厚制御により操作する。そのため、燃焼ストーカと連動してごみが上段から供給されることになる。酸素濃度や後燃焼段上ガス温度は燃焼を制御する上で重要な変数であることから、参考変数としてARモデルに取り込んでいる。

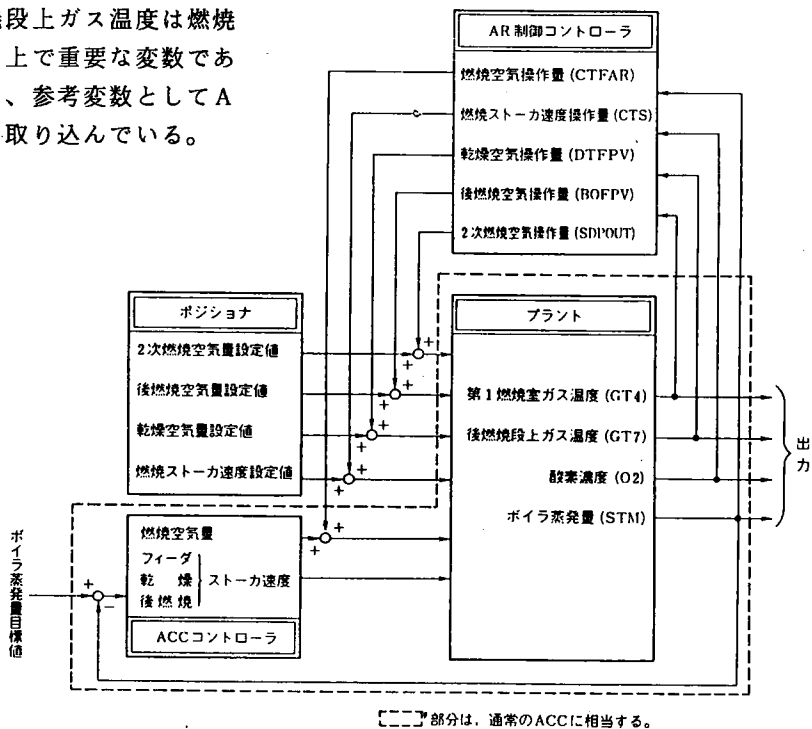


図6.4 高温燃焼制御における  
ACC+ARモデル協調制御のブロックダイアグラム

#### 6.4 ブランク実験

第5章後半の長時間制御実験はB都市ごみ焼却炉で行っていることから、高温燃焼制御実験のブランク実験として位置づけ、炉温及びボイラ蒸発量の制御効果や、制御実験中の排ガス成分・灰成分、及び高温による炉内の傷みの比較の対象とした。

ブランク実験では3日間にわたるボイラ蒸発量とNOx濃度の同時制御を行い、高い安定性と制御効果が得られた。なお、NOx濃度を積極的に制御することで、ARモデル制御は最適なごみ送りをする事が確認された。

#### 6.5 高温燃焼の同定及び制御実験

##### 6.5.1 高温燃焼実験(A)ーボイラ蒸発量・NOx濃度・炉温の同時制御

##### (1)同定実験の方法

ARモデルの高温燃焼同定実験は、サンプリングタイム30秒で2日間のデータを収録した。操作変数は、燃焼空気量(CTFAR)、乾燥空気量ノイズ(DTFPV)、二次燃焼空気量(SDPOUT)、燃焼ストーカ速度指令値(CTS)とした。それぞれの同定ノイズは前章と同じARノイズで作成し、ACCの働いている状態でプラントに入力した。燃焼ストーカも前章と同様に「手動操作+ARノイズ」で操作するようにしている。なお、ACCは若干、P制御を弱めI制御が強い設定とした。

本実験では、第一燃焼室下部に吹き込む炉冷却空気(CDF空気量)は供給していない。実験当初はNOxの生成をなるべく抑えるために、ストーカ下から吹き込む燃焼空気量も燃焼室上部の二次燃焼空気も絞っていたが、一酸化炭素濃度が突発的に高くなることから、途中

表6.3 高温燃焼同定実験(A)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	43.2	25.1	36.4	3.84
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	129.	17.2	64.0	408.
第一燃焼室温度	GT4	°C	1120	907.	1024	1100
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	1140	441.	609.	7870
酸素濃度	O2	%	12.8	4.41	8.05	2.54
CO濃度	CO	ppm	1930	0.00	293.	139000
燃焼空気量ノイズ	CTFAR	Nm <sup>3</sup> /min	50000	16000	33600	3.44E7
乾燥空気量ノイズ	DTFPV	Nm <sup>3</sup> /min	8860	0.00	4110	2.56E6
二次燃焼空気量ノイズ	SDPOUT	Nm <sup>3</sup> /min	13700	4580	9120	2.80E6
燃焼ストーカ速度ノイズ1	CTS1	%	100.	9.04	50.5	380.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は5760データ

で二次燃焼空気量の設定値を上げた。A C C の運転条件は第一燃焼室ガス温度の平均値を高温に維持することであり、実験中のごみの質が比較的安定していたことからそれは可能であった。実験結果の主な変数の統計量を表6.3に、主な変数のチャートを図6.5に、そのパワースペクトルを図6.6に示す。第一燃焼室ガス温度は、1020°Cと高い値を示した。

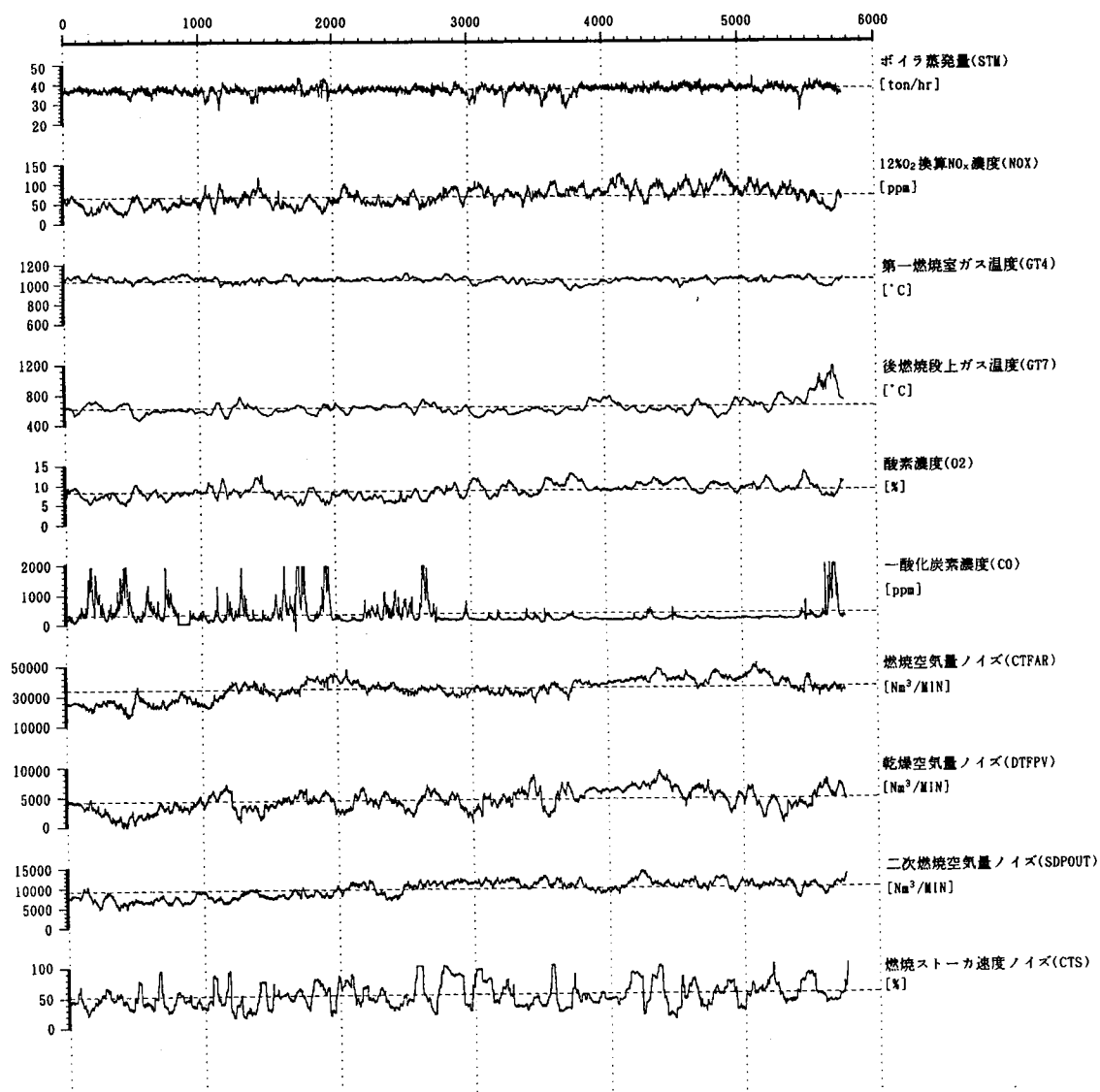


図6.5 高温燃焼同定実験(A)における主な変数のチャート

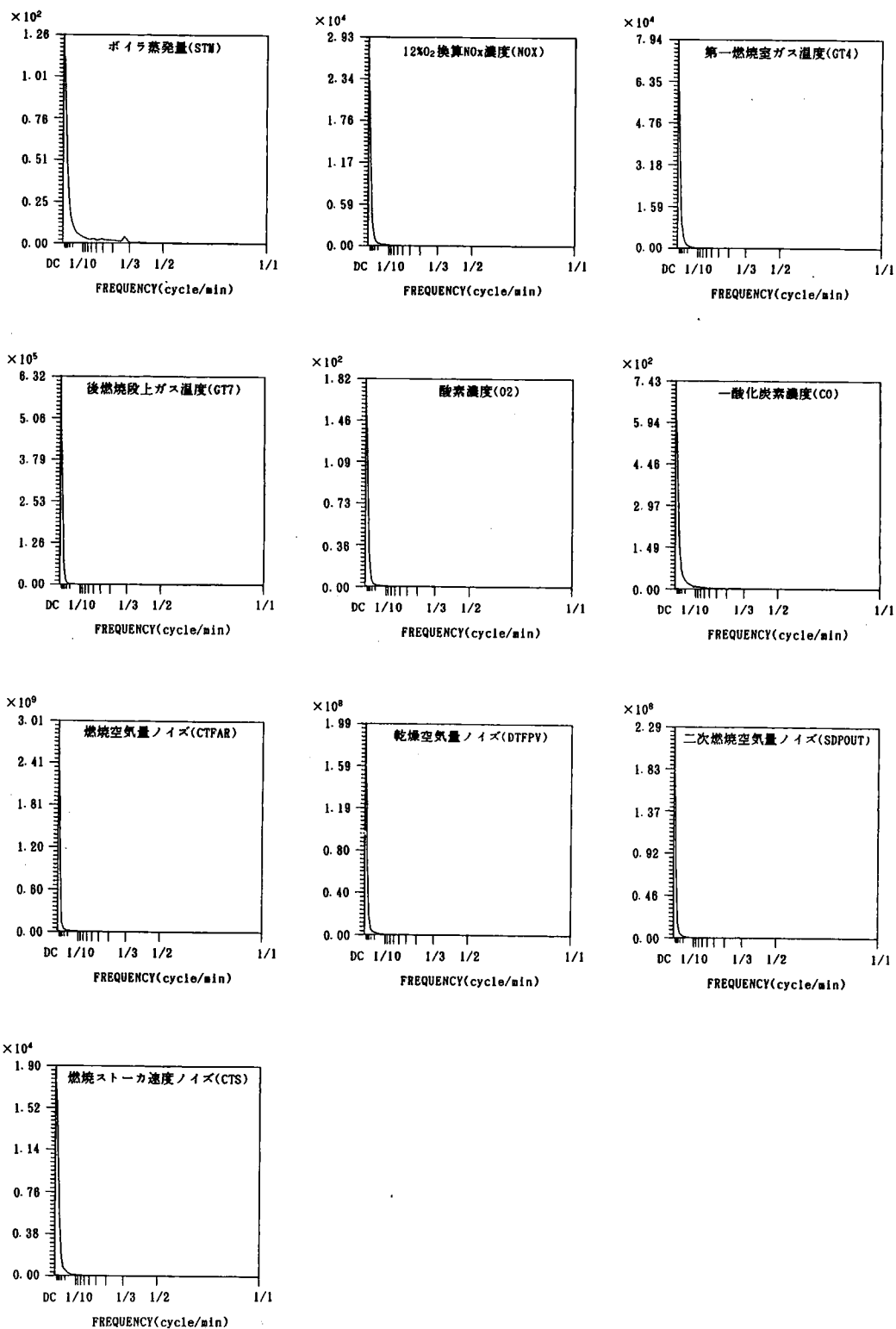


図6.6 高温燃焼同定実験(A)における主な変数のパワースペクトル



## (2) A Rモデル作成とシステム解析

モデル変数を次の9変数としてモデルを作成したところ、モデル次数は10次、MPFE値は $3.43 \times 10^{16}$ となった（制御用モデルは11次でFPEC値は9.47）。残差共分散係数行列を表6.4に示す。

状態変数：

ボイラ蒸発量 (STM)

NOx濃度 (NOX)

第一燃焼室ガス温度 (GT4)

後燃焼段上ガス温度 (GT7)

酸素濃度 (O2)

操作変数：

燃焼ストロカ速度指令値 (CTS)

乾燥空気量ノイズ (DTPV)

燃焼空気量ノイズ (CTFAR)

二次燃焼空気量ノイズ (SDPOUT)

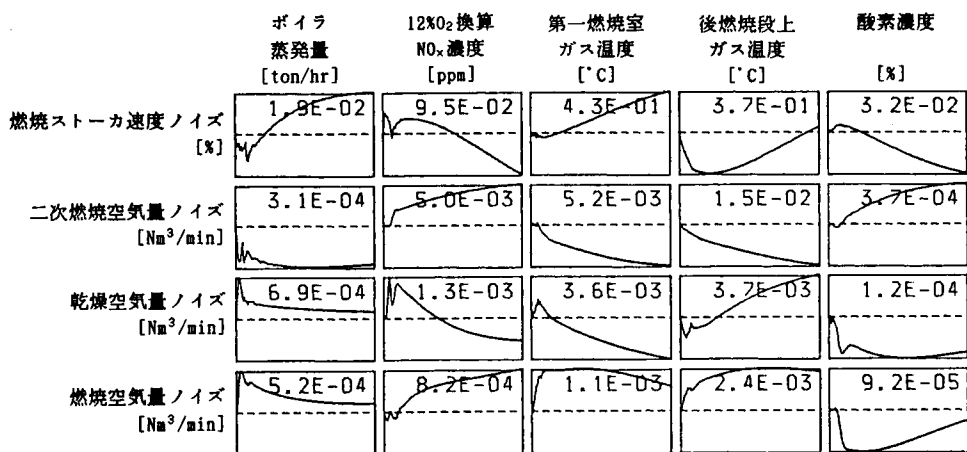
A Rモデルから計算されるモデル変数間のステップ応答シミュレーションを図6.7に示す。ブランク実験のシミュレーションと比較して相違点を挙げると、

- ①燃焼ストロカ速度を上げるとボイラ蒸発量がいったん下がってから上昇し、NOx濃度が上がってから下降する。後燃焼段上ガス温度は下ってからかなり経過しないと上昇しない。これは後燃焼段にごみが落ちて長時間にわたり炎を出して燃焼しているためであり、燃えきり点が燃焼段から後燃焼段への落ち口付近にあることを示している。
- ②燃焼空気量を増やすと後燃焼段上ガス温度が上昇し、第一燃焼室温度は上昇したままとなる。燃焼空気がすぐに燃焼促進に働く状態にある。
- ③二次燃焼空気量が供給されるとボイラ蒸発量が低下する。二次燃焼空気量は二次燃焼用として効果を発揮しておらず、炉温を冷却すると考えられる。

次にA Rモデルから求めたノイズ寄与率を図6.8に示す。この図から次のことがわかる。

表6.4 A Rモデルはてはめ時の残差共分散係数行列（高温燃焼実験(A)）

	STM	NOX	GT4	GT7	O2	CTFAR	DTPV	STPOUT	CTS1
STM	1.00	-0.04	0.07	0.06	-0.07	0.01	0.11	-0.02	-0.03
NOX	-0.04	1.00	-0.07	-0.05	0.05	0.02	-0.02	0.00	-0.01
GT4	0.07	-0.07	1.00	0.06	0.00	-0.04	-0.00	0.01	0.01
GT7	0.06	-0.05	0.06	1.00	0.02	-0.03	-0.01	0.04	0.02
O2	-0.07	0.05	0.00	0.02	1.00	0.03	-0.01	0.10	0.09
CTFAR	0.01	0.02	-0.04	-0.03	0.03	1.00	-0.04	-0.02	-0.02
DTPV	0.11	-0.02	-0.00	-0.01	-0.01	-0.04	1.00	0.03	0.01
STPOUT	-0.02	0.00	0.01	0.04	0.10	-0.02	0.03	1.00	0.06
CTS1	-0.03	-0.01	0.01	0.02	0.09	-0.02	0.01	0.06	1.00



※横軸は0~1時間、点線は定常値、数値は縦軸の最大値(最小値)の絶対値

図6.7 高温燃焼実験(A)におけるステップ応答シミュレーション

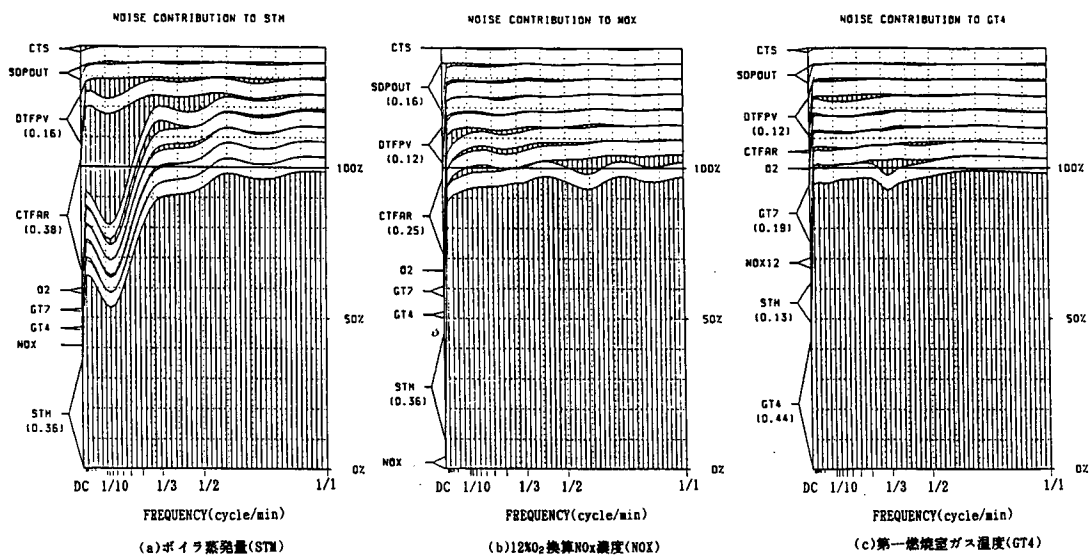


図6.8 高温燃焼実験(A)におけるノイズ寄与率

- ① ボイラ蒸発量に対して、直流分から1/3(cycle/min)の周波数で燃焼空気量からの寄与が大きい。直流分では乾燥空気量からの寄与がある。
- ② NOx濃度については、直流分に燃焼空気量、二次燃焼空気量、乾燥空気量からの寄与が見られる他は、固有ノイズからの寄与がほとんどを占める。
- ③ 第一燃焼室温度には、直流分に乾燥空気量などから寄与があるだけで、ほとんど固有ノイズである。

このようにNOx濃度と第一燃焼室ガス温度に対して操作変数からの寄与が小さいことから、大きな制御効果を望むことは難しいと予想される。

### (3)最適フィードバックゲインの計算

次にボイラ蒸発量、NOx濃度、第一燃焼室温度を被制御変数として制御系を設計した。ゲインから計算される操作量の許容分散値を、同定実験時の操作変数の分散値としてゲインの収束計算を行った。計算の結果、ボイラ蒸発量、NOx濃度、第一燃焼室温度の分散がそれぞれ3.00(ton/hr)<sup>2</sup>、149ppm<sup>2</sup>、772°C<sup>2</sup>となる最適フィードバックゲインを得た。ボイラ蒸発量の分散値は通常のACCと比べて高いが、第一燃焼室ガス温度の分散が非常に小さくなるこのゲインを選択した。

ゲインの制御動作を調べるためのシミュレーションを図6.9に示す。それぞれの被制御変数に時刻0で単位量のインパルス変化を与えたときの操作変数の動きを見る。ブランク実験時と異なる点は、ボイラ蒸発量上昇時にストーカ速度を上げ、NOx濃度上昇時にストーカ速度を下げており、燃焼ストーカ速度と両変数の関係が逆転していることである。次に、第一燃焼室ガス温度上昇時には、燃焼空気量減らし、乾燥空気量と二次燃焼空気量は増やし、燃焼ストーカ速度を上げている。すなわち、燃焼域への空気供給を避け、それ以外の場所から供給することで炉内温度を下げようとする。また、現在燃えているごみを送って新しいごみを燃焼域に移動させることは、短時間的に見れば炉温抑制につながると解釈される。

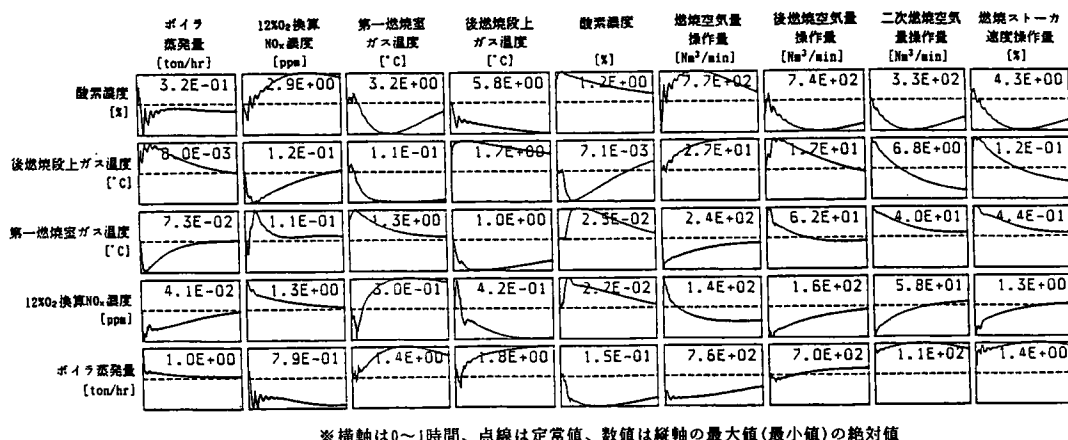


図6.9 高温燃焼実験(A)における制御動作シミュレーション

#### (4) 制御実験と問題点

計算された最適フィードバックゲインを用いて、高温燃焼制御の実験を試みた。高温燃焼制御実験(A-1)及び高温燃焼制御実験(A-2)の結果を図6.10、6.11及び表6.5、表6.6に示す。ここで設定している目標炉温は同定実験時の炉温の1024°Cである。その結果、空気量操作は正しい動き方をしていることが確認できたが、燃焼ストーカは予想とは逆の動きをすることが分かった。そのため、ごみ質が変化すると手動介入し、ごみの供給を安定させる必要があった。ボイラ蒸発量は安定しており、ゆったりとした低周波の上に細かい高周波が乗っている状態である。NOx濃度の平均は制御実験(A-1)では54ppm、制御実験(A-2)では71ppmであり、低い状態で運転されており、分散も幾分抑えられている。NOx濃度が低い

表6.5 高温燃焼制御実験(A-1)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	47.1	30.0	3.75	3.23
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	124.	16.5	54.7	292
第一燃焼室温度	GT4	°C	1060	929.	1010	572
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	994.	519.	724.	13100
酸素濃度	O2	%	10.3	3.39	7.10	1.26
CO濃度	CO	ppm	1940	30.5	281	251000
燃焼空気量操作量	CTFAR	Nm <sup>3</sup> /min	50000	28900	37300	3.23E7
乾燥空気量操作量	DTFPV	Nm <sup>3</sup> /min	7460	256.	3530	2.46E6
二次燃焼空気量操作量	SDPOUT	Nm <sup>3</sup> /min	11200	5820	9280	1.23E6
燃焼ストーカ速度操作量1	CTS1	%	100.	1.77	40.5	214.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は800データ

表6.6 高温燃焼制御実験(A-2)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	42.2	30.5	36.8	2.12
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	113.	28.3	71.5	175
第一燃焼室温度	GT4	°C	1070	943.	999.	686
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	797.	540.	657.	4010
酸素濃度	O2	%	11.6	5.13	7.74	2.03
CO濃度	CO	ppm	1640	0.00	121	26800
燃焼空気量操作量	CTFAR	Nm <sup>3</sup> /min	43100	25900	33300	8.37E6
乾燥空気量操作量	DTFPV	Nm <sup>3</sup> /min	5110	1540	3490	3.78E5
二次燃焼空気量操作量	SDPOUT	Nm <sup>3</sup> /min	11100	8170	9720	2.83E5
燃焼ストーカ速度操作量1	CTS1	%	100.	18.6	44.8	167.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は522データ

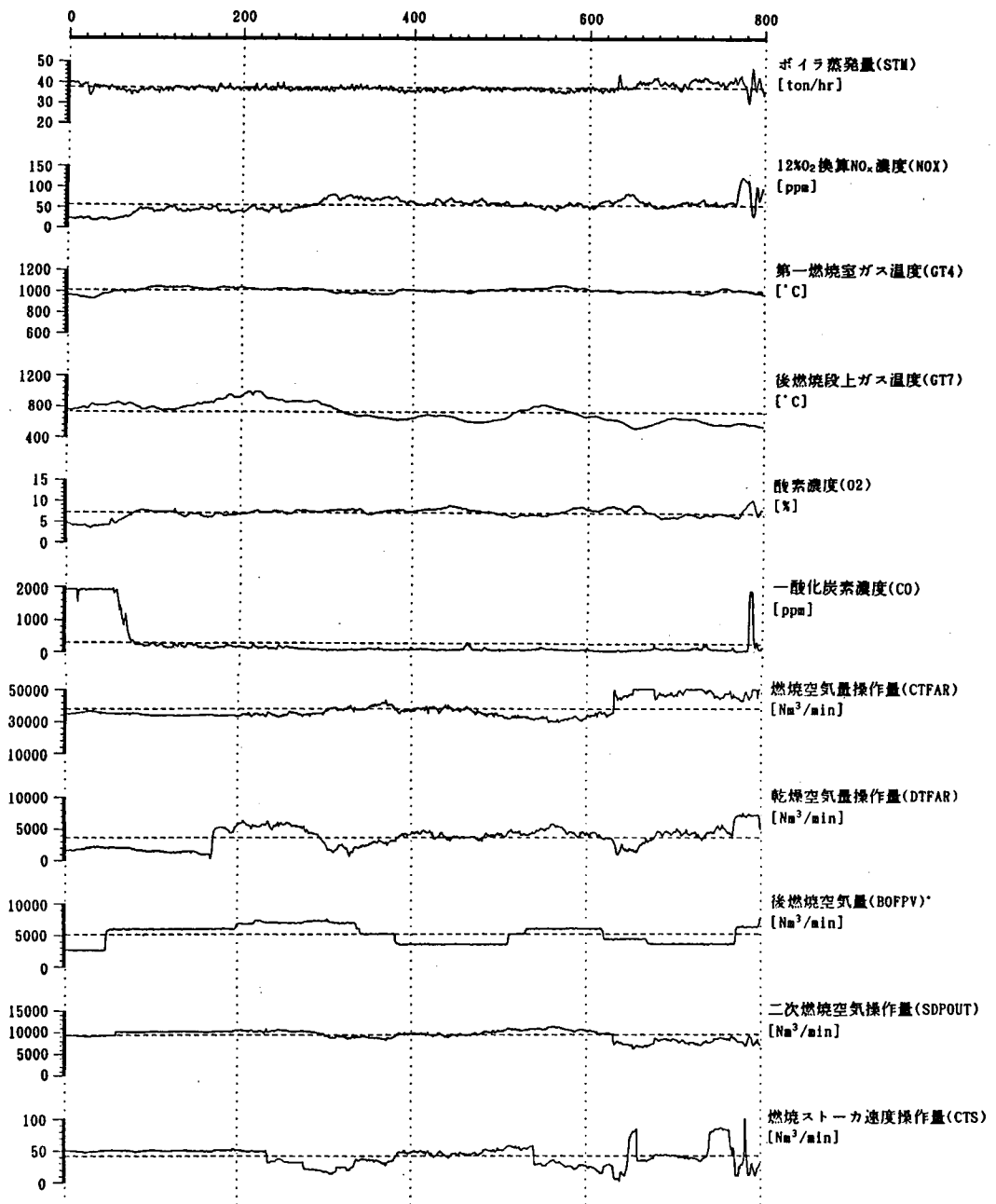


図6.10 高温燃焼制御実験(A-1)における主な変数のチャート

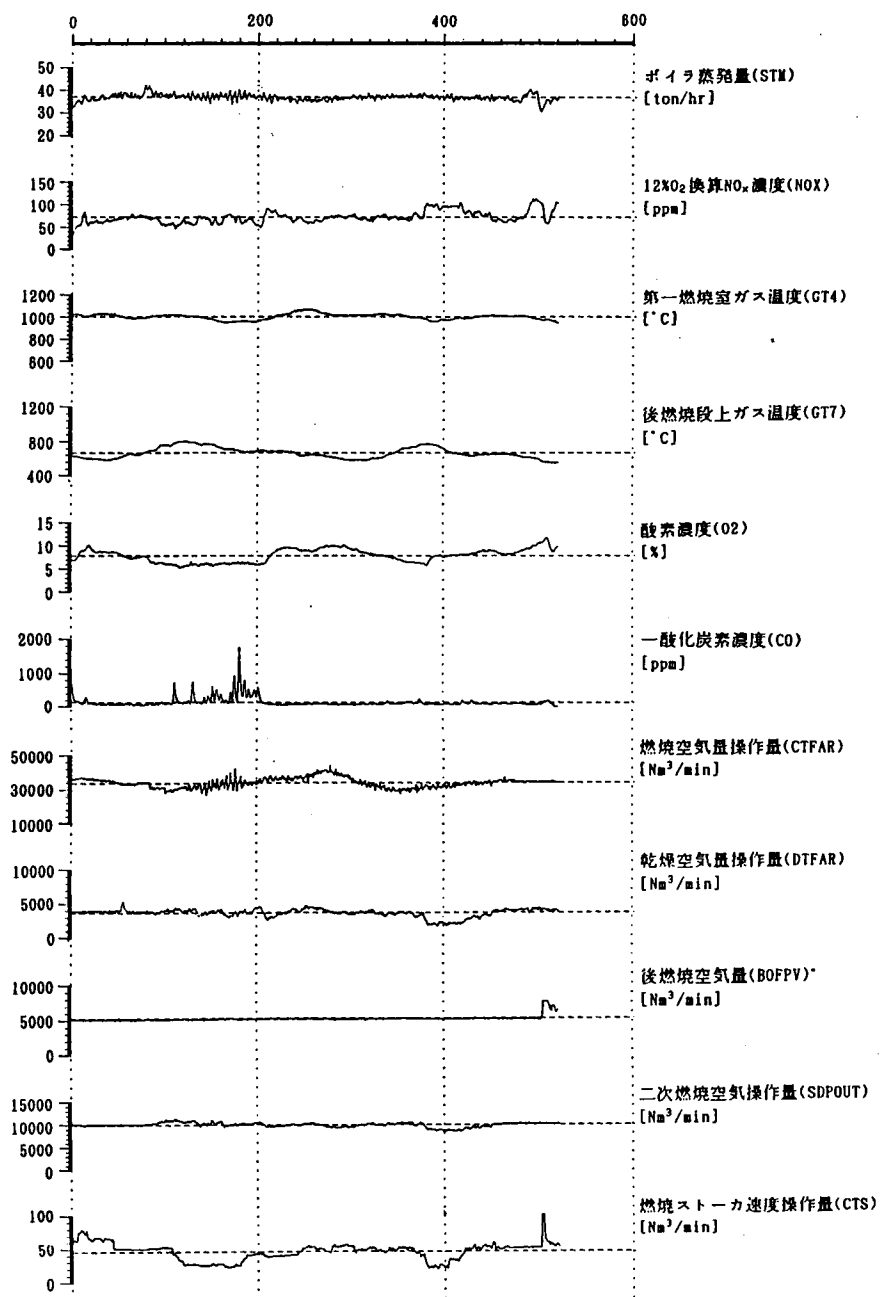


図6.11 高温燃焼制御実験(A-2)における主な変数のチャート

時にはCO濃度が高くなる傾向があり、実験中にCO濃度が高くなる部分がある。制御実験(A-2)の100～200ステップのあたりでCO濃度が周期的に高くなる現象が起こっているが、この間はボイラ蒸発量も振動しており、制御系にハンチングが生じていたようである。また燃焼空気を絞って二次燃焼空気を吹き込んでいるために、燃焼室上方に燃焼ゾーンが形成され高温になる傾向がみられた。第一燃焼室温度については制御実験(A-1)、(A-2)とも平均温度が約1000℃で、分散が572℃<sup>2</sup>および659℃<sup>2</sup>と小さくなっており、温度制御は十分に達成されていることが確認できた。

ARモデル制御の燃焼空気の操作量は妥当な動きをしていたが、燃焼ストーカの操作量は逆の動きをしていた。これはステップ応答シミュレーションで示されたように、ARモデルが燃焼ストーカからの影響を逆にとらえていることが原因である。高温実験では性質が均一でない混合ごみを使用していることや、同定実験において燃えきり点を安定させる運転方法をとったことが、モデル同定に悪影響を及ぼしたと推測される。しかし、手動でごみ供給を安定させていれば、ボイラ蒸発量やNOx濃度、第一燃焼室ガス温度を空気量供給操作だけで安定させることができたので、ごみ質やごみの状態に対応したごみ供給のできる制御系が確立できれば、これら3つの被制御変数の同時制御が可能であると考えられる。

#### 6.5.2 高温燃焼同定実験(B)ーボイラ蒸発量・第一燃焼室ガス温度・後燃焼段上ガス温度制御

##### (1)同定実験の方法

ブランク実験と高温燃焼同定実験(A)のARモデルのステップ応答を比較すると、ブランク実験の場合にはストーカ速度を上げると、後燃焼段上ガス温度は直線的に上昇していたのに対し、同定実験(A)の場合には逆に下降していた。同定実験(A)の実験条件の関係で通

表6.7 高温燃焼同定実験(B)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	46.0	30.4	36.7	2.91
第一燃焼室温度	GT4	℃	1150	867.	1020	2050
後燃焼段上ガス温度	GT7	℃	1010	474.	663.	6430
酸素濃度	O2	%	12.3	6.15	9.31	1.24
CO濃度	CO	ppm	722.	0.00	53.5	744.
燃焼空気量ノイズ	CTFAR	Nm <sup>3</sup> /min	38000	19200	27300	1.37E7
乾燥空気量ノイズ	DTFPV	Nm <sup>3</sup> /min	8510	192.	3310	2.78E6
後燃焼空気量ノイズ	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	9530	0.00	4720	3.57E6
二次燃焼空気量ノイズ	SDPOUT	Nm <sup>3</sup> /min	8950	2370	5650	1.68E6
燃焼ストーカ速度ノイズ	CTS	%	100.	8.18	50.6	425.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は2770データ

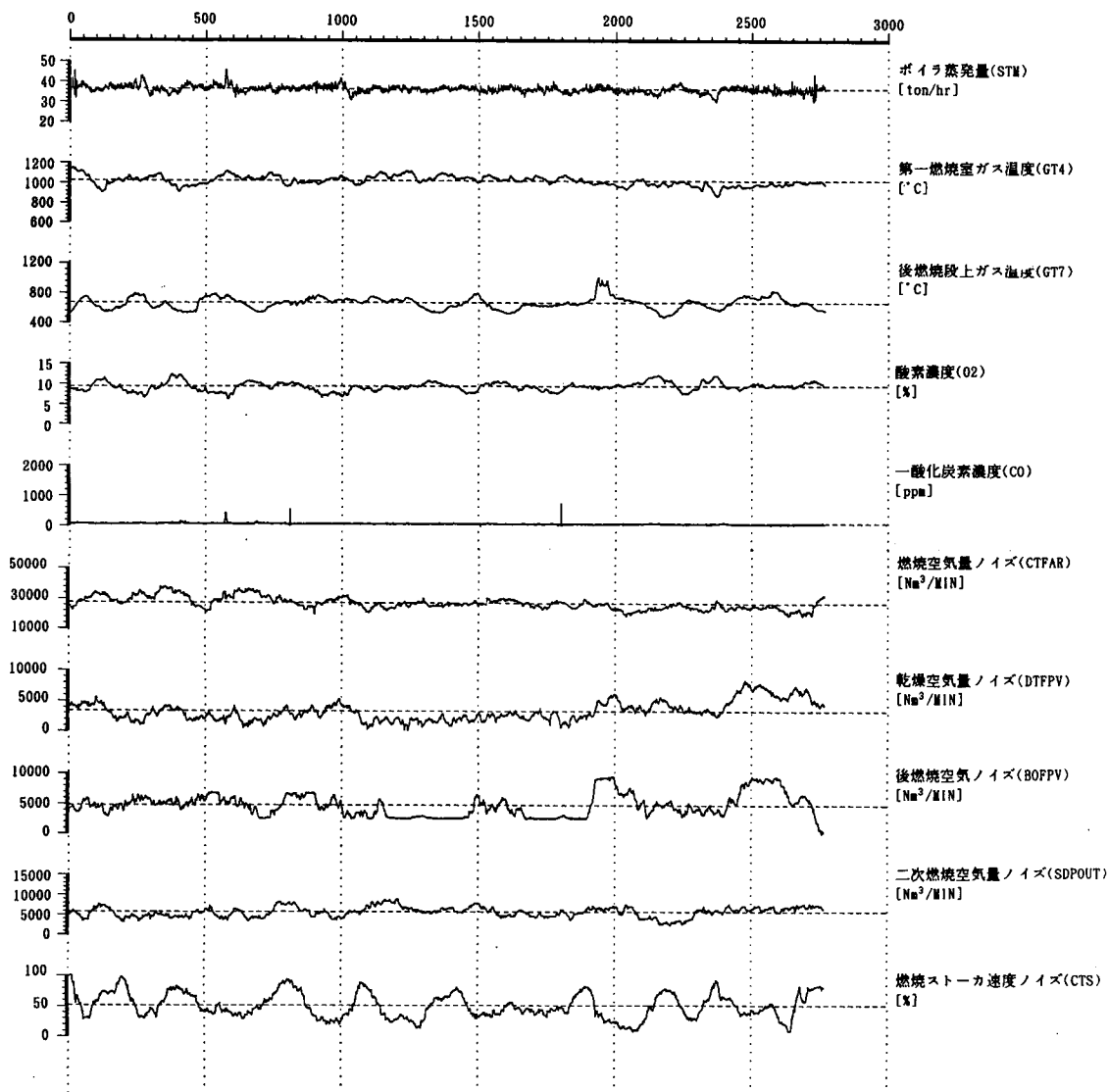


図6.12 高温燃焼同定実験(B)における主な変数のチャート



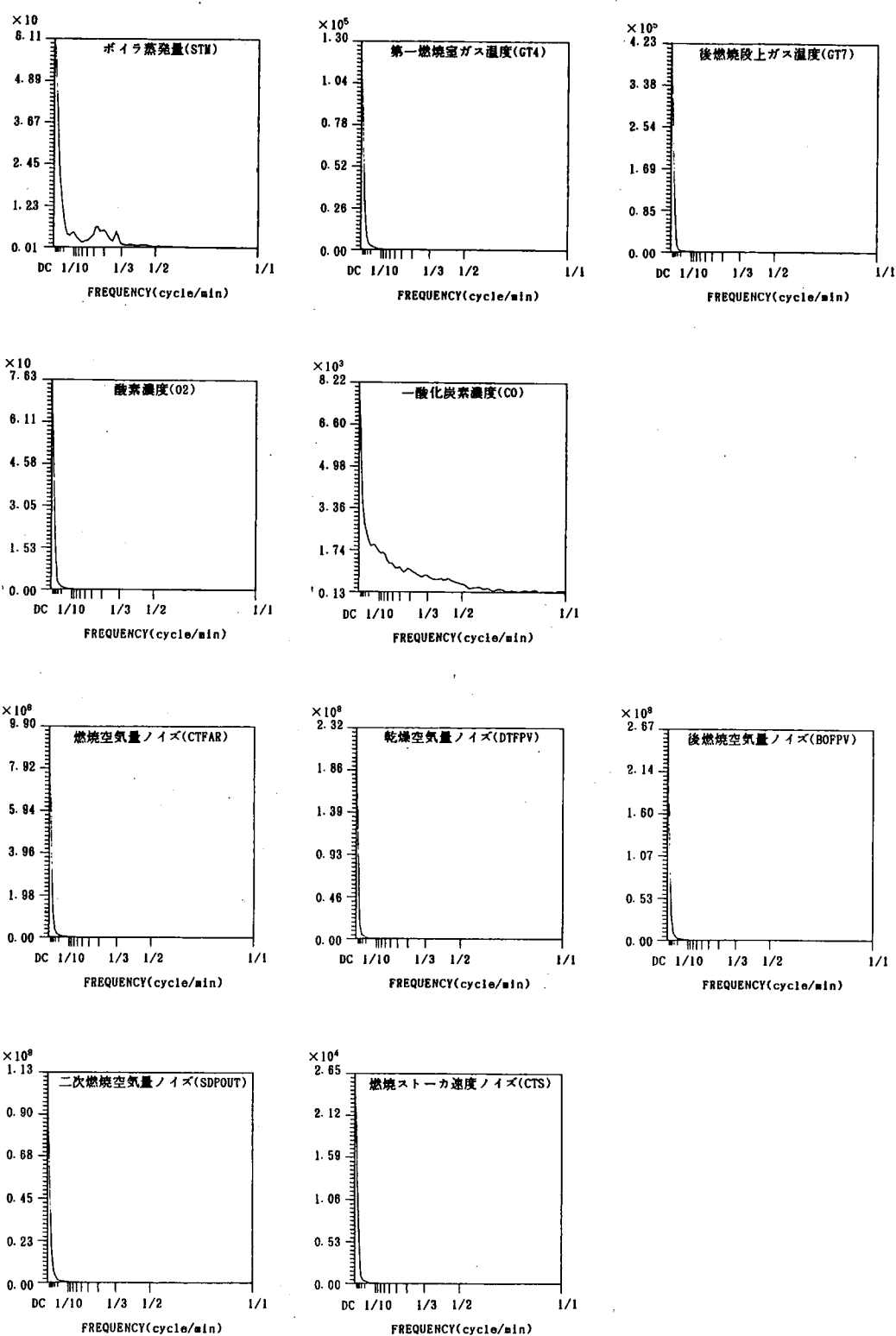


図6.13 高温燃焼同定実験(B)における主な変数のパワースペクトル

常時と異なるモデルが作成されたと考え、もう一度、燃焼ストーカ速度からの影響を捉えることができる同定実験を行うことにした。すなわち、ごみ送りの効果を出すために手動介入で燃えきり点を大きく揺らすように運転した。同定実験(A)と同じくサンプリングタイム30秒であるが、収録期間は1日間とした。同定実験(A)ではCO濃度が上がり気味だったので、本同定実験では炉冷却空気と二次空気量の配分を考えて、最初から炉冷却空気量を一定量吹き込んだ。実験中のごみの質は比較的安定していた。主な変数の統計量を表6.7に、主な変数のチャートを図6.12に、そのパワースペクトルを図6.13に示す。本同定実験でも第一燃焼室ガス温度は1020℃と高く、分散は同定実験(A)よりも大きかった。

## (2) ARモデル作成とシステム解析

モデル変数を次の9変数にとりARモデルをあてはめた。あてはめの結果、モデル次数は9次となり、MFPE値は $1.46 \times 10^{20}$ となった。(制御用モデルは11次でFPEC値は3.64) 残差共分散係数行列を表6.8に示す。

状態変数：

ボイラ蒸発量(STM)  
第一燃焼室ガス温度(GT4)  
後燃焼段上ガス温度(GT7)  
酸素濃度(O2)

操作変数：

燃焼ストーカ速度(CTS)  
乾燥空気量ノイズ(DTFPV)  
燃焼空気量ノイズ(CTFAR)  
二次燃焼空気量ノイズ(SDPOUT)

ここで、NOx濃度の変数がモデルに含まれていないが、実験で信頼性のないデータが得られたために除いた。NOx濃度を被制御変数として直接制御することはできないが、実験では燃焼空気量を絞ってNOx濃度の平均値を低く抑えられると予測される。NOx濃度は高温燃焼制御実験の結果の値を見て、評価することにする。

表6.8 ARモデルはてはめ時の残差共分散係数行列 (高温燃焼実験(B))

	STM	GT4	GT7	O2	CTFAR	DTFPV	BOFPV	STPOUT	CTS
STM	1.00	0.17	0.05	-0.04	0.00	0.07	0.01	0.03	-0.01
GT4	0.17	1.00	-0.12	-0.07	-0.11	0.04	0.02	-0.01	0.14
GT7	0.05	-0.12	1.00	0.03	0.00	-0.13	0.25	-0.02	-0.35
O2	-0.04	-0.07	0.03	1.00	-0.03	0.00	-0.01	0.01	-0.05
CTFAR	0.00	-0.11	0.00	-0.03	1.00	-0.01	-0.09	0.04	0.01
DTFPV	0.07	0.04	-0.13	0.00	-0.01	1.00	-0.07	0.01	0.11
BOFPV	0.01	0.02	0.25	-0.01	-0.09	-0.07	1.00	-0.01	-0.19
STPOUT	0.03	-0.01	-0.02	0.01	0.04	0.01	-0.01	1.00	0.03
CTS	-0.01	0.14	-0.35	-0.05	0.01	0.11	-0.19	0.03	1.00

\* 下線は0.2を越える値

A Rモデルから計算されるステップ応答シミュレーションを図6.14に示す。燃焼空気量は炉温を上げる方向に、乾燥空気量は炉温を下げる方向に働き、また両操作変数はボイラ蒸発量を上げる方向に働くことがわかる。これらのことから、ボイラ蒸発量と炉温の制御は、燃焼空気量と乾燥空気量を適切に操作すれば可能であると判断される。ブランク実験のステップ応答シミュレーションと比較すると、

①燃焼ストーカ速度を上げると、第一燃焼室ガス温度が下がる。

②後燃焼空気量の炉温への応答が異なる。

③二次燃焼空気量を増やすと、ボイラ蒸発量が下がる。

などの違いがあるが、全体的によく似た応答を示している。

次に、A Rモデルから求めたノイズ寄与率を図6.15に示す。この図から次ぎのことが分かる。

①ボイラ蒸発量に関しては直流分から1/3(cycle/min)の周波数で燃焼空気量からの寄与が大きく、直流分では燃焼ストーカ速度や後燃焼空気量からの寄与が見られる。

②第一燃焼室ガス温度については、低周波で後燃焼段ガス温度、乾燥空気量、燃焼空気量、後燃焼空気量から小さいながらも寄与がある。直流分には乾燥空気量や後燃焼段ガス温度からの寄与が見られ、固有ノイズからの寄与は小さい。

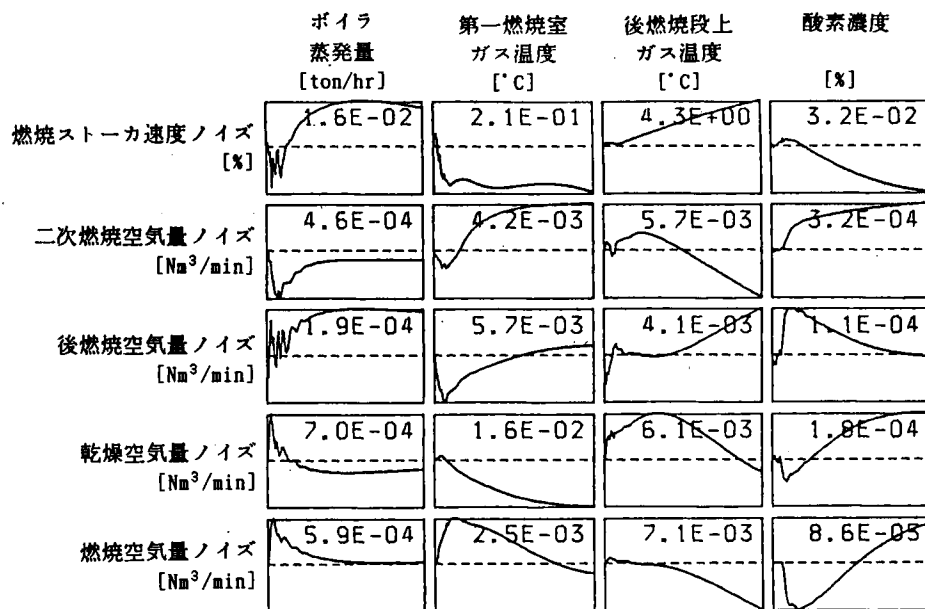
同定実験(A)での解析結果と比較すれば、ボイラ蒸発量と第一燃焼室ガス温度の制御性は良くなると考えられる。

### (3)最適フィードバックゲインの計算

さて、燃焼を高温で長期間安定させるためには、ボイラ蒸発量、第一燃焼室温度の制御の他に、ごみの送りが適切に行われることが非常に重要となる。第4章の実験からストーカ速度の操作量が被制御変数に寄与している場合にはストーカ操作が適切に行われることが分かっているが、本実験ではノイズ寄与率からわかるように、ストーカ速度は2変数にあまり寄与していない。

ブランク実験では、吹抜け空気がNO<sub>x</sub>生成に大きく影響していたことから、逆にNO<sub>x</sub>濃度を制御することによりごみが適切に供給された。しかし、高温燃焼実験ではストーカ下から供給する空気量を通常よりも少なくしているためストーカ上でのNO<sub>x</sub>の生成量は少なくなり、NO<sub>x</sub>濃度と燃焼空気の吹抜けとの関係が薄れるとともに、二次空気とNO<sub>x</sub>濃度との関係が現れる。そのため、NO<sub>x</sub>濃度制御によるストーカ送りのメカニズムは働かないと推測される。ごみを供給するためには、別の関係が必要となるであろう。制御につながると考えられる関係は、ごみ送りと後燃焼段上ガス温度の関係である。ごみを送ると燃えきり点は下流側へ移動し、後燃焼段上ガス温度は必然的に高くなる。そこで、後燃焼段上ガス温度を被制御変数として積極的に制御することで、燃えきり点の制御を図ることにした。

ボイラ蒸発量、第一燃焼室ガス温度、後燃焼段上ガス温度を被制御変数として制御系を作成した。これらの3変数を被制御変数として制御系を設計し、制御系の動きをチェックするための制御動作シミュレーションを行った。結果を図6.16に示す。この図から、制御系



※横軸は0~1時間、点線は定常値、数値は縦軸の最大値(最小値)の絶対値

図6.14 高温燃焼実験(B)におけるステップ応答シミュレーション

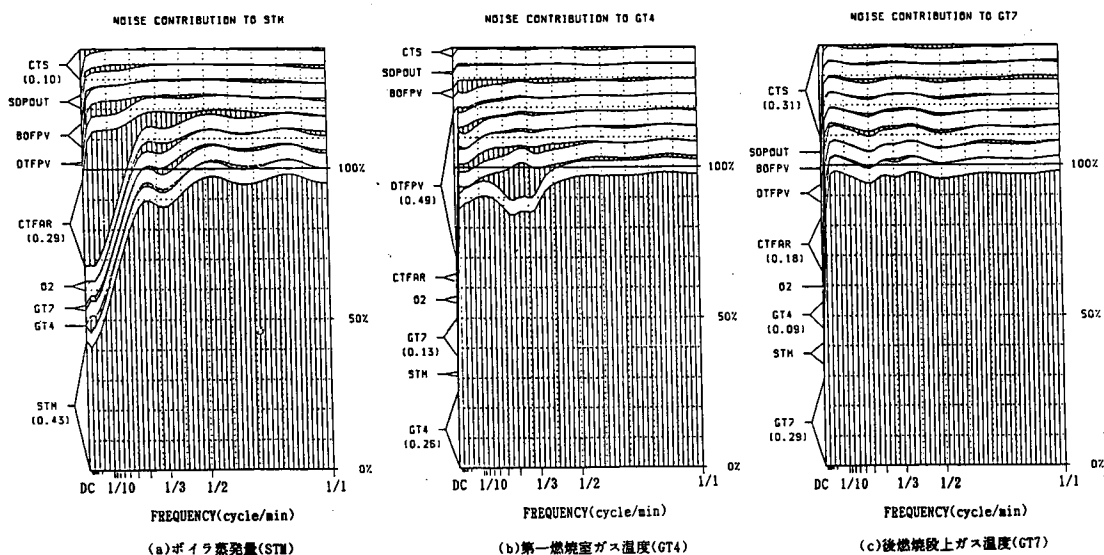


図6.15 高温燃焼実験(B)におけるノイズ寄与率

はボイラ蒸発量が上がると燃焼空気量と乾燥空気量を減らし、炉温が上がると燃焼空気量減らして乾燥空気量を増やし、後燃焼段上ガス温度が上がるとストーカ速度を小さくすることが分かる。これらは妥当な操作と判断される。

#### (4)制御実験

計算した最適フィードバックゲインを用いて制御実験をおこなった。ここで設定している目標炉温は、同定実験時の炉温の1020°Cである。実験の結果を図6.17及び表6.9に示す。実験では燃焼ストーカのごみ供給が正しくおこなわれ、安定した燃焼を維持することができた。ボイラ蒸発量の分散は1.57(ton/min)<sup>2</sup>とまずまずの成績であり、第一燃焼室ガス温度は平均温度が1000°Cで分散が209°C<sup>2</sup>と非常に良い結果となった。またこの間のCO濃度も低い値を維持し続けていた。本実験ではNOx濃度を被制御変数に加えていないが、平均値が

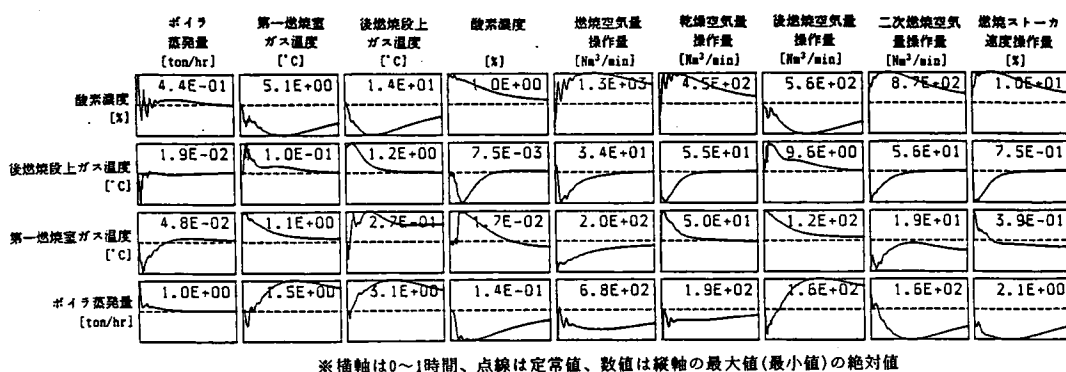


図6.16 高温燃焼実験(B)における制御動作シミュレーション

表6.9 高温燃焼制御実験(B-1)における主な変数の統計量

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	43.4	33.2	36.8	1.56
12%O <sub>2</sub> NOx濃度	NOX	ppm	135.	71.1	105.	154.
第一燃焼室温度	GT4	°C	1050	965.	1000	207.
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	773.	463.	609.	7590
酸素濃度	O2	%	11.4	6.14	8.79	1.16
CO濃度	CO	ppm	458.	0.00	38.3	493.
燃焼空気量操作量	CTFAR	Nm <sup>3</sup> /min	47100	275.	30600	2.46E7
乾燥空気量操作量	DTFPV	Nm <sup>3</sup> /min	9680	0.00	2480	4.87E6
後燃焼空気量操作量	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	7950	470.	2380	2.51E6
二次燃焼空気量操作量	SDPOUT	Nm <sup>3</sup> /min	18900	731.	5100	6.54E6
燃焼ストーカ速度操作量	CTS	%	97.1	0.00	40.7	410.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は517データ

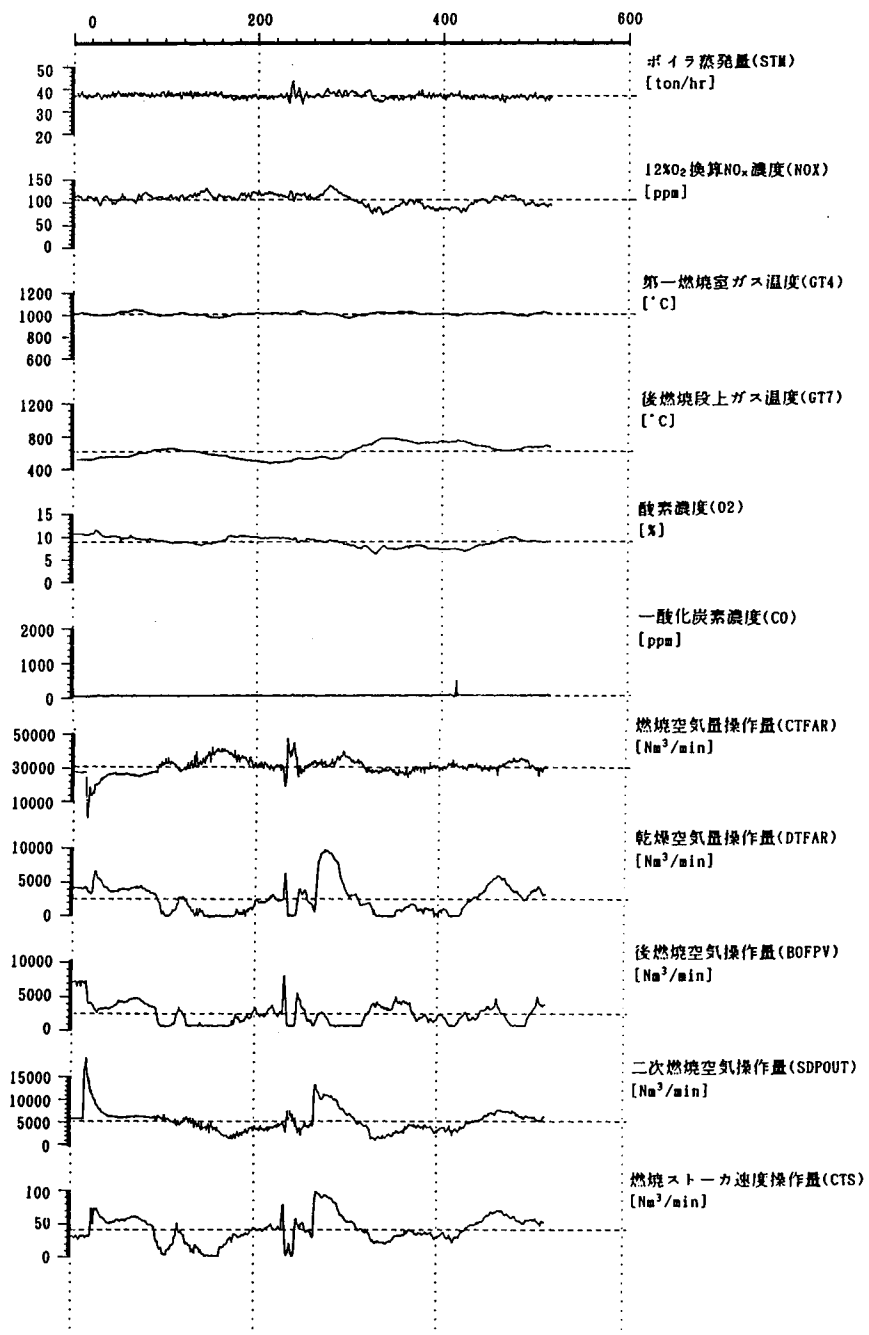


図6.17 高温燃焼制御実験(B-1)における主な変数のチャート

105ppm、分散値が153ppm<sup>2</sup>と低い値を示していた。このように燃焼空気を絞った高温燃焼をすると、NO<sub>x</sub>濃度は比較的低い値に抑えられる。

以上の結果から、後燃焼段上ガス温度を制御することによりごみ送りが可能となり、同時に高温制御を達成することができた。

## 6.6 高温燃焼制御実験

ガスおよび灰のサンプリングを計画している高温燃焼の本実験では、燃焼状態の維持と炉温の安定を優先し、同定実験(B)のARモデルとその最適フィードバックゲインを使うことに決めた。実験の炉温設定は熱電対の表示温度で、975°C(制御実験RUN1)、1040°C(制御実験RUN2)、1070°C(制御実験RUN3)の3段階とし、それぞれ1日間運転した。実験に使用したごみは、設定炉温で燃焼させるときに必要なごみ発熱量をあらかじめ計算し、なるべくその発熱量になるように一般ごみと破碎ごみとの混合比を調整している。それぞれの実験結果の統計量を表6.10に、代表として制御実験RUN2のチャートを図6.18に示す。これから以下のことがわかった。

①ボイラ蒸発量の平均値は3実験とも約3.67(ton/min)であった。分散は設定を高温にするほど大きくなっている。(ただし、制御実験RUN1の後半約500ステップは考慮に入れていない)

②第一燃焼室ガス温度は平均値はそれぞれ994°C、1030°C、1030°Cとなり、制御実験RUN3だけが設定温度に達しなかったが、これは高い発熱量のごみが得られなかったためと推測される。また分散はそれぞれ1030°C<sup>2</sup>、1180°C<sup>2</sup>、1020°C<sup>2</sup>であり、制御実験B-1と比べるとかなり高い値となった。3つの実験のチャートを見ると、第一燃焼室ガス温度には大きな低周波があり、短い期間では安定していても全体では分散が大きくなることがわかる。ボイラ蒸発量が不安定な時に第一燃焼室ガス温度も不安定となっていることから、制御の問題よりもごみ質変化の問題によるものと考えられる。

③CO濃度の平均値は58.5ppm、80.4ppm、96.5ppmであり、設定炉温を上げるほど高くなった。同様に分散も設定炉温を上げるほど大きくなっている。CO濃度が100ppm以下に抑えることができたのは、炉冷却空気を一定量吹き込んでいたからであり、上方から吹き込む二次燃焼空気だけでは未燃分を十分に完全燃焼できなかった。

④NO<sub>x</sub>濃度の平均値は100ppm、96.8ppm、92.8ppmであり、設定炉温を上げるほどCO濃度とは逆に少し減少した。また分散は179ppm<sup>2</sup>、235ppm<sup>2</sup>、343ppm<sup>2</sup>であり、設定炉温を上げるほど大きくなっている。燃焼空気量を幾分絞っているためにNO<sub>x</sub>濃度の平均値は低いですが、燃焼が不安定な高温ほど分散は大きくなる。

炉温の制御効果を、パワースペクトルから比較したものが図6.19である。通常のACCや炉温を制御しない場合のACC+ARモデル協調制御に比べると、炉温を制御した場合には低周波のパワースペクトルが小さくなっている。そして、直流付近では目標炉温が高いほど良く制御されている。

表6.10 高温燃焼制御本実験における主な変数の統計量

高温燃焼制御実験(RUN1) 目標炉温: 1000°C (設定炉温: 975°C)

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	46.5	28.6	36.6	2.25
12%O <sub>2</sub> NO <sub>x</sub> 濃度	NOX	ppm	153.	64.0	100.	179.
第一燃焼室温度	GT4	°C	1110	919.	994.	1030
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	913.	561.	695.	3210
酸素濃度	O2	%	11.8	5.40	8.84	1.59
CO濃度	CO	ppm	719.	0.00	58.5	523.
燃焼空気量操作量	CTFAR	Nm <sup>3</sup> /min	39500	0.00	22300	4.30E7
乾燥空気量操作量	DTFPV	Nm <sup>3</sup> /min	12000	0.00	3200	6.73E6
後燃焼空気量操作量	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	9150	366.	5510	4.96E6
二次燃焼空気量操作量	SDPOUT	Nm <sup>3</sup> /min	20200	0.00	4470	4.84E6
燃焼ストロカ速度操作量	CTS	%	84.4	0.00	43.5	327.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は2790データ

高温燃焼制御実験(RUN2) 目標炉温: 1100°C (設定炉温: 1030°C)

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	42.6	32.7	36.7	1.39
12%O <sub>2</sub> NO <sub>x</sub> 濃度	NOX	ppm	139.	48.8	96.8	235.
第一燃焼室温度	GT4	°C	1110	943.	1030	1180
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	794.	540.	667.	3340
酸素濃度	O2	%	11.4	6.24	9.24	.986
CO濃度	CO	ppm	719.	0.00	80.4	1570
燃焼空気量操作量	CTFAR	Nm <sup>3</sup> /min	49900	0.00	29200	5.57E7
乾燥空気量操作量	DTFPV	Nm <sup>3</sup> /min	9560	0.00	3080	5.15E6
後燃焼空気量操作量	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	9060	0.00	3700	6.68E6
二次燃焼空気量操作量	SDPOUT	Nm <sup>3</sup> /min	11400	346.	5790	4.75E6
燃焼ストロカ速度操作量	CTS	%	91.5	5.31	50.0	291.

\* データのタイムステップは30秒、データ数は2890データ

高温燃焼制御実験(RUN2) 目標炉温: 1150°C (設定炉温: 1070°C)

計測項目	記号	単位	最大値	最小値	平均値	分散値
ボイラ蒸発量	STM	ton/hr	44.5	31.0	36.7	2.72
12%O <sub>2</sub> NO <sub>x</sub> 濃度	NOX	ppm	147.	26.4	92.8	343.
第一燃焼室温度	GT4	°C	1100	948.	1030	1020
後燃焼段上ガス温度	GT7	°C	861.	421.	666.	4990
酸素濃度	O2	%	12.7	5.94	9.21	1.49
CO濃度	CO	ppm	1910	18.3	96.5	5020
燃焼空気量操作量	CTFAR	Nm <sup>3</sup> /min	50000	18600	35200	4.61E7
乾燥空気量操作量	DTFPV	Nm <sup>3</sup> /min	7290	0.00	26900	2.47E6
後燃焼空気量操作量	BOFPV	Nm <sup>3</sup> /min	8290	525.	3070	1.87E6
二次燃焼空気量操作量	SDPOUT	Nm <sup>3</sup> /min	15700	0.00	6060	6.81E6
燃焼ストロカ速度操作量	CTS	%	100.	0.00	53.8	59.1

\* データのタイムステップは30秒、データ数は2880データ



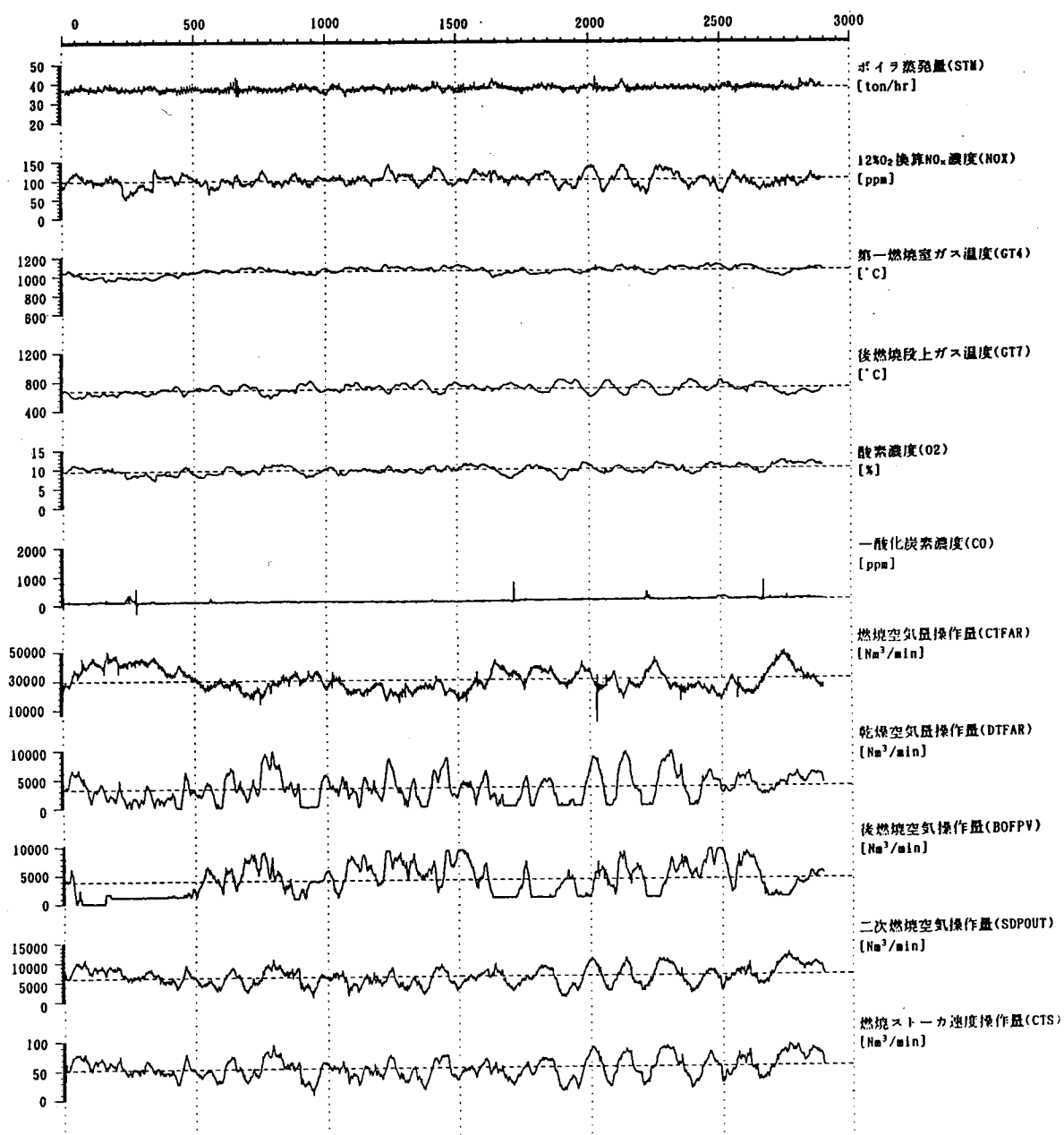


図6.18 高温燃焼制御実験(RUN2)における主な変数のチャート

まとめると、第一燃焼室ガス温度を1030℃付近まで上げて燃焼させることができ、その時の分散も小さく抑えることができた。またそのときのCO濃度は100ppm以下であり、NO<sub>x</sub>濃度についても100ppm付近で運転されていた。NO<sub>x</sub>濃度は被制御変数には直接含めていなかったが、燃焼が安定していれば分散は小さいことがわかった。

## 6.7 収録データおよび分析結果について<sup>69)</sup>

ブランク実験及び高温燃焼実験でACC+ARモデル協調制御実験中に、連続計測データの収録とガス及び灰のサンプリングを行い、ガスと灰については含有する有害物質の分析を行った。

### (1) 高温燃焼時のごみ発熱量

実際に高温燃焼時に投入されたごみの瞬時の発熱量求めるために、サンプリングした元素組成を用いてSteuer式より可燃分の低位発熱量を求め、さらにその値を用いて燃焼ガスの収支と熱収支よりごみの低位発熱量を推定すると、1700～2400Kcal/Kgとなり、ブランク実験に比べてごみの発熱量は低い値となった。

### (2) 高温燃焼時の炉温分布

高温燃焼時の炉内の温度分布を図6.20に示す。各計測点の温度の順位でグループ分けすると、乾燥ゾーン（温度の高いものからRUN3, 2, 1の順）、後燃焼ゾーン（RUN1, 2, 3の順）、

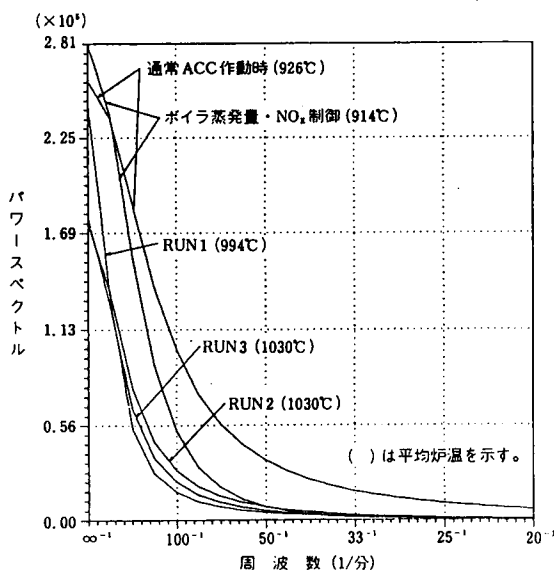


図6.19 制御方法の違いによる第一燃焼ガス温度のパワースペクトルの比較

第一燃焼室ゾーン（RUN2, 3, 1の順）、第二燃焼室ゾーン（RUN1, 2, 3の順）に分けられる。乾燥ゾーンと後燃焼ゾーンの温度分布から、ARモデル制御で炉温の設定を上げると燃焼ゾーンが上流側に移動することがわかる。また、第二燃焼室ゾーンについては二次燃焼空気の吹き込み量の影響が考えられる。この第二燃焼室ゾーンの温度と、EPと煙道の間で自動計測している12%O<sub>2</sub>換算NO<sub>x</sub>濃度は、良い対応を示していた。

### (3) 有害ガス

手分析によるHCl濃度とSO<sub>x</sub>濃度は、炉温を変えてもあまり差は見られなかった。手分析のNO<sub>x</sub>濃度は、高いものからRUN2、RUN1、RUN3の順となり、サンプリング位置に近い温度である第一燃焼室出口ガス温度と正の相関を示した。また、NO<sub>x</sub>濃度と還元性ガスのNH<sub>3</sub>濃度、HCN濃度には相関は見られず、NO<sub>x</sub>濃度とCO濃度には相関が見られた。なお、HCl濃度とSO<sub>x</sub>濃度は生石灰の吹き込みを一時中断したときのデータである。

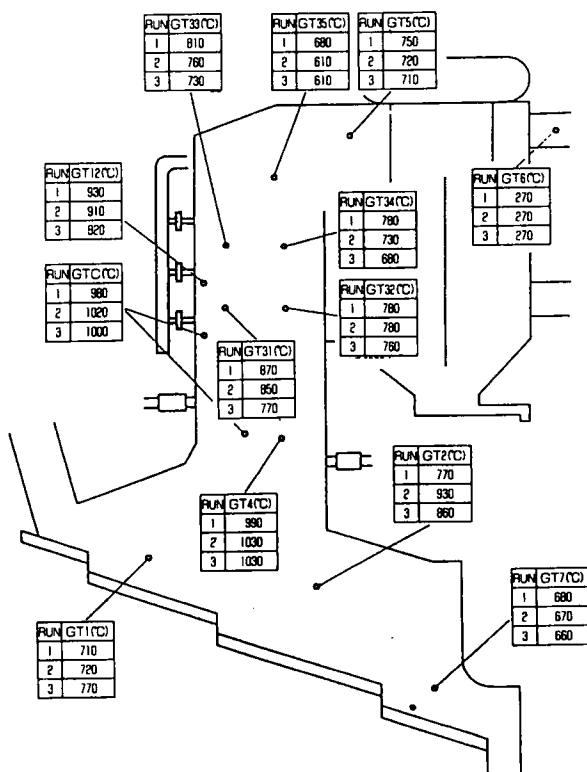


図 6. 20 高温燃焼実験における炉内の温度分布

#### (4) 重金属

灰中の重金属Pb、Cd、As、Cr、T-Hgの濃度を分析した結果、灰中の重金属は第一燃焼室・廃熱ボイラでは低く、EPで高い傾向を示すことがわかった。高温による影響は、EP灰中のPb濃度が高温燃焼の方が高くなる他は、温度による影響は認められなかった。水銀の物質収支よりごみ中の水銀量を逆算すると、1g/tonとなり、一般的ながみに含まれる水銀(2~2.6)と比べて少ないようであった。

#### (5) 高温燃焼による炉体への影響

ごみを高温で燃焼させると、高温・有害ガスなどによる炉壁の損傷、クリンカの付着、ストーカへの影響などが懸念される。実験中では燃焼段から後燃焼段の落ち口にごみが熔融固化したつらら状の塊が生成していたが、それらはごみの押し出しによって離脱した。本実験期間後の点検では、高温による影響として多少クリンカが多いことが確認された。本実験では期間も短かく、高温燃焼の影響度を正確に判断するためには、より長い実験期間が必要であろう。

### 6.8 さいごに

第一燃焼室ガス温度を被制御変数に加えた高温燃焼制御実験をおこなった。その結果、燃焼ストーカが予想通りには動かず、燃焼を維持することはできなかったが、第一燃焼室ガス温度の分散はACC単独の状態に比べてかなり小さくなり、NOx濃度の分散も幾分小さくなった。ARモデル制御の空気量操作でボイラ蒸発量、NOx濃度、第一燃焼室ガス温度の制御が達成されたと考えられる。

次に、燃焼ストーカ速度を大きく揺らして同定実験をおこない再度モデルを作成した。そしてその制御系設計では、ごみを送ると後燃焼ガス温度が上昇するという関係に注目し、NOx濃度の代わりに後燃焼ガス温度を被制御変数とした。制御実験の結果、ボイラ蒸発量・第一燃焼室ガス温度がともに安定し、ごみも適切に送られ、ARモデル制御による高温燃焼が可能であることが示された。本実験では、炉温条件を熱電対の表示温度で975°C、1040°C、1070°Cとし、それぞれ1日間運転した。その結果、炉温は1030°Cまで上げることができ、CO濃度は100ppm以下、NOx濃度は約100ppmと低い値に収まっていた。NOx濃度は被制御変数には直接含めていなかったが、燃焼が安定していれば分散は小さいことがわかった。

## 第 7 章      結      論

## 第7章 結論

### 7.1 本研究の総括

本研究は、自己回帰モデルを用いた都市ごみ焼却炉の多変数制御系の構築を目的とし、特に焼却炉プラントの同定実験とモデル化手続きの標準化に重点をおき、また制御においては、燃焼安定を第一目的としてボイラ蒸発量とNOx濃度あるいは炉温の同時制御を試みた。

研究の各ステップにおける結果を次に述べる。

#### ①手動による同定実験とシステム解析

第3章では、手動によるシステムの同定実験を行い、炉本来の特徴を持つARモデルを作成し、システム解析の結果からプラントの動特性を理解することに努めた。低負荷と高負荷の二条件について同定実験とモデル化及びシステム解析を行った。負荷の違いによるノイズ寄与率およびステップ応答シミュレーションの変化は小さく、負荷変動によるモデルの切り替えは、特に必要ないと考えられた。

#### ②ADC方式の採用とACCの最適運転条件の検討

手動同定実験の困難さや、ARモデル制御時の信頼性の問題から、第4章ではACCとARモデル制御を協調させるADC方式（これをACC+ARモデル制御と呼ぶことにする）の採用を検討した。この方式は中村により提案され、火力発電プラント制御でその成果が示されている。また、ACCとARモデル制御の協調を図るためにはACC側の運転条件の調整も必要と考え、酸素濃度の高低やACCの強弱などの実験パターンを設けて同定実験を行い、システム解析や制御シミュレーションから最適な運転条件を見付け出した。

同定実験データから、後燃焼段上ガス温度がNOx濃度と負の相関を示すことが明かとなり、後燃焼段上ガス温度をARモデルの参考変数とした。

#### ③ACC+ARモデル協調制御の実験

第5章では、②の運転条件で再び同定実験、システム解析、制御系設計を行い、実プラントにおける制御実験を試みた。ボイラ蒸発量・NOx濃度同時制御の実験の結果、両変数とも振動が小さくなり、制御の効果を確認することができた。協調制御の特徴として、ボイラ蒸発量が変動すると制御操作は穏やかに増減するため、ACCに見られる無駄な振動が生じなかった。

また、制御系の実用化に向けて制御の長期安定性を確認するために、他の炉において同定実験から制御系設計までを繰り返し、3日間にわたる制御実験をおこなった。制御時に負荷設定の変更、悪質ごみの投入などのテストを行ったが、制御系は終始安定しており、十分実用性があることがわかった。

制御操作シミュレーションや制御実験から、ARモデル制御でNOx濃度を積極的に制御することによって、ごみ送りも安定することが明かとなった。

#### ④ 高温燃焼制御への適応

プラスチックを多量に含むごみを燃やすと炉温が上昇するが、第6章では高温状態で燃焼を安定化する制御にACC+ARモデル協調制御を適応した。まず、熱収支計算から必要な燃焼空気量と二次燃焼空気量を決め、その条件で同定実験を行いARモデル作成した。ボイラ蒸発量と炉温（第一燃焼室ガス温度）を制御する実験では、炉温を最高1030℃まで上げて安定燃焼することができ、そのときのNO<sub>x</sub>濃度や一酸化炭素(CO)濃度を低い値に抑制することができた。

## 7.2 将来の展望

本研究には、次のような発展性があると考えている。

- ①統計的な制御では解決できないごみ質の長期的な変動を監視し、状況に合わせた操作を選択実行するエキスパートシステムを開発する。そして、ACC+ARモデル協調制御と結合することで、より安定した燃焼制御が達成できると考えられる。
- ②NO<sub>x</sub>規制が一段と厳しくなり、NO<sub>x</sub>低減用の補助施設である炉内の水噴霧や尿素噴霧装置、及びEGRなどが設置される焼却炉が増えてきており、それらをARモデルの操作変数に取り込んで、制御効果の解析、制御系の構築が考えられる。
- ③また、本研究の制御対象はボイラ蒸発量、NO<sub>x</sub>濃度、炉温であるが、今日問題となっているCO濃度や、ダイオキシンに代表される微量有害物質に対する制御も必要であり、トータルの被制御変数についてバランスを考えた制御への発展が考えられる。
- ④本研究はごみ焼却プラントの制御であったが、他の環境プラントにも適用が可能であり、また、それらを統合して一つのコミュニティにおける環境プラント全体の自動制御と最適管理へ展開することも可能と考えられる。

## 謝 辞

本論文は、筆者が京都大学大学院工学研究科衛生工学専攻修士課程および博士課程在学中に行った研究の成果をとりまとめたものです。本研究の機会を与えてくださり、終始一貫した御指導、御鞭撻を賜りました京都大学工学部衛生工学教室教授平岡正勝博士に、深甚なる感謝の意を表します。本論文のとりまとめにあたって適切なご指導、御助言を賜りました京都大学工学部衛生工学教室教授高月絃博士、京都大学工学部数理工学教室教授片山徹博士に深く感謝の意を表します。

また、京都大学工学部衛生工学教室津村和志助手には、研究の御指導、御助言を頂き、深く感謝いたします。九州電気製造株式会社の中村秀雄博士には貴重な御助言を頂き、深く感謝いたします。株式会社タクマの高市克己氏、辻本進一氏、そして皆様方には、実験の御協力を頂きまして深く感謝いたします。プラスチック処理促進協会の方々には、高温燃焼制御実験の機会を与えて頂きまして厚くお礼を申し上げます。

最後に、本論文の作成にご協力頂きました国立公衆衛生院衛生工学部真柄泰基博士、田中勝博士、古市徹博士、そして京都大学衛生工学設備学講座の方々に厚くお礼を申し上げます。



#### 参考文献および参考図書

- 1) 西島 衛、木下孝之、高橋 進、「ごみ焼却プラントの総合監視制御システム」、P P M、pp28-37、1982/2
- 2) 藤原利夫、小杉富士男、堀江幸司、武井弘吉、池田浩一、「ごみ焼却プラントの自動計装制御システム」、東芝レビュー、Vol. 36、NO. 3、1981
- 3) 河崎俊雄、小谷博昭、白水 洋、竹村 武、「ごみ焼却プラントにおける自動燃焼制御システム」、P P M、1983/12
- 4) 廣富 元、「自動燃焼制御」、都市清掃、Vol. 37、NO. 138、pp25-29、1984
- 5) 廣富 元、「都市ごみ焼却炉プラントの中央監視制御システム」、P P M、pp24-31、1985/6
- 6) 小柳弥夫、堀江俊輔、阿瀬 始、富島 諒、山岸美樹、柏崎周一、「NKK-フェルント式ごみ焼却炉用蒸発量安定化装置の開発」、日本鋼管技報、NO. 84、pp85-428、1980
- 7) 井手義弘、青木富治、「都市ごみ焼却炉の自動燃焼制御装置について〔第Ⅰ報〕」、都市と廃棄物、Vol. 13、NO. 10、pp42-50
- 9) 黒崎泰充、島居英明、深沢和則、「都市ごみ焼却炉の自動燃焼制御装置について〔第Ⅱ報〕」、都市と廃棄物、Vol. 13、NO. 12、pp23-32
- 10) 黒崎泰充、島居英明、深沢和則、河野行伸、明石 敏、西村 勝、石井新太郎、湯浅健司、寺西 保、「ごみ焼却プラント用自動燃焼制御システムの開発」、川崎重工技報、NO. 81、pp9-16、1983/1
- 11) 黒崎泰充、深沢和則、島居英明、明石 敏、井手義弘、福西美輝、横山賢一、南部栄一郎、湯浅健司、「ごみ焼却プラント計算機制御システムの開発」、川崎重工技報、NO. 87、pp34-42、1985/1
- 12) 黒崎泰充、飯島剛平、種子田定博、深沢和則、横田秀史、南部栄一郎、青木富治、「カラー画像処理技術を応用したごみ焼却炉プラント用自動燃焼制御(ACC)システムの開発」、川崎重工技報、Vol. 90、pp20-31、1985/10
- 13) 川村勝弘、横尾 厳、白水 洋、塩崎秀喜、森 弘行、大場厚三、河原 守、「ごみ焼却炉の計算機による制御(第Ⅰ報)」、日立造船技報、Vol. 35、NO. 2、1976/9
- 14) 森 弘行、大場厚三、河原 守、足立理一、白水 洋、春名宏一、小沢邦昭、寺元和義、「ごみ焼却炉の計算機による制御(第Ⅱ報)」、日立造船技報、Vol. 37、NO. 3、1976/9
- 15) 榎木信成、諫山武彦、村井照洋、足立理一、高西 功、白水 洋、面田正紀、関野 普、「ごみ焼却炉の燃焼制御システム」、日立造船技報、Vol. 41、NO. 2、1980/6
- 16) 奥田澄雄、小島重忠、「三菱マルチンごみ焼却炉の自動制御システム」、環境創造、pp43-49、1980/9
- 17) 鍋島淑郎、岡田光浩、「燃焼状況判別方法について」、都市清掃、Vol. 37、NO. 138、pp30-32、1984/2
- 18) 北見誠一、奥野 敏、定成信政、福本勝利、小野秀隆、「都市ごみ焼却炉の燃焼安定化に関する研究」、三菱重工技報、Vol. 16、NO. 4、pp41-49、1979/7
- 19) 岡田光浩、柳沢良夫、久保田俊司、高橋 真、小林圭一、小野秀隆、「ごみ焼却プラント

- トの自動化システムの開発」、三菱重工技報、Vol.22、NO.6、pp122-126、1985/11
- 20)大西 嶺、小野秀隆、寺田郁二、「ファジィ制御による都市ごみ焼却炉の燃焼方式の一案」、第29回自動制御連合講演会講演集、pp545-546、1986
- 21)清水和夫、石原雅典、内田 明、宮村 彰、「ボイラ付ごみ焼却炉の自動制御システムについて=武蔵野クリーンセンター=」、第7回全国都市清掃研究発表会講演論文集、pp144-147、1986/2
- 22)沼野英樹、池神軍司、「窒素酸化物に係わる総量規制について」、清掃技報、Vol.8、pp86-97
- 23)笠岡成光、「触媒還元脱硝と無触媒還元脱硝-無触媒還元脱硝の部-〈3〉」、化学工業、pp184-191、1982/2
- 24)赤池 繁、新宅芳昭、篠崎邦男、小笠原庸二、山田二郎、山本 実、「都市ごみ焼却炉におけるNOxの発生について」、第2回全国都市清掃研究発表会講演論文集、pp112-115、1981/2
- 25)平岡正勝、武田信生、堀 喜久男、明石 敏、野津征一郎、黒崎泰充、「ごみ焼却炉の自動燃焼制御とNOx制御運転について」、環境技術、Vol.8、NO.12、pp1130-1143、1979
- 26)四阿秀雄、沼野英樹、西山七郎、小沢敏朗、「窒素酸化物の低減対策」、清掃技報、NO.9、pp37-55、1984
- 27)「ごみ焼却炉における窒素酸化物の除去対策」、環境施設、NO.16、pp38-42、1984
- 28)井手義弘、吉田信一郎、青木富治、「都市ごみ焼却プラントのNOx抑制」、川崎重工技報、NO.83、pp115-123、1984/1
- 29)阿瀬 始、山岸三樹、横山 隆、南 隆男、田口滋昭、「ごみ焼却炉における無触媒脱硝制御システム」、日本鋼管技報、NO.116、pp61-65、1987
- 30)名島龍雄、堀 義嗣、奥野 敏、坂井正康、「燃焼制御による都市ごみ焼却炉のNOx抑制に関する研究」、三菱重工技報、Vol.16、NO.1、pp109-120、1979/1
- 31)吉野 昇、今泉 享、石井之宏、平野知次、大木政隆、坂上元男、「排ガス再循環法によるごみ焼却炉のNOx削減実験」、清掃技報、NO.10、pp6-25
- 32)吉川典彦、長野 進、大竹一友、「NH<sub>3</sub>注入による高濃度NOの除去」、日本機械学会論文集(B編)、Vol.50、NO.452、pp1095-1104、1984/4
- 33)西田岱輔、長田 容、佐藤秀美、山岸三樹、南 隆男、横山 隆、「都市ごみ焼却炉のアンモニア接触還元脱硝技術」、日本鋼管技報、NO.100、pp84-92、1983
- 34)安田憲二、金子幹宏、天野正明、吉野秀吉、杉村孝司、「都市ごみ焼却に伴う有害物質の排出挙動(1)-実験用焼却炉による基礎的研究-」、第7回全国都市清掃研究発表会講演論文集、pp83-、1986/2
- 35)平岡正勝、武田信生、藤田勝康、「都市ごみ焼却炉における塩化水素ガスの発生と挙動」、公害と対策、Vol.15、NO.8、pp2-9
- 36)酒井 泰、「都市ごみ焼却場における重金属の動き」、都市清掃、Vol.37、NO.139、pp181-191、1984/4
- 37)中杉修身、「ごみ処理から見た乾電池の評価」、都市清掃、Vol.37、NO.142、pp513-518
- 38)藤田賢二、「一般廃棄物への廃プラスチックの混入率について」、都市清掃、Vol.37、

NO.138、pp50-58、1984/2

- 39)三谷明彦、小林哲也、「プラスチックごみの混合焼却処理に伴う排ガス対策技術等について」、第7回全国都市清掃研究発表会講演論文集、pp176-179、1986/2
- 40)室石泰弘、吉永慎一、「プラスチックごみの混合焼却処理に伴う排ガス対策技術等に関する研究」、第8回全国都市清掃研究発表会講演論文集、pp158-166、1987/2
- 41)川野忠良、須藤欣一、室石泰弘、「プラスチックごみの混合焼却処理に伴う排ガス対策技術等に関する研究」、第9回全国都市清掃研究発表会講演論文集、pp131-134、1988
- 42)「プラスチック混入ごみ組成とプラスチックごみの焼却実験（前編）」、都市と廃棄物、Vol.16、NO.1、pp40-53 他（その2）から（その4）まで
- 43)田中 勝、平岡正勝、都市ごみ焼却炉におけるダイオキシン類の生成に関する研究、京都大学環境衛生工学研究会第10回シンポジウム講演会論文集、1988、pp227-231
- 44)赤池弘次、中川東一郎、ダイナミックシステムの統計的解析と制御、サイエンス社、1983
- 45)T. OTOMO, T. NAKAGAWA, H. AKAIKE, "Statistical Approach to Computer Control of Cement Rotary Kilns", Automatica, Vol.8, 1972, pp35-48
- 46)中村秀雄、「火力発電所の最適制御に関する研究」、九州大学工学部博士論文、1980
- 47)中村秀雄、「火力発電プラントの最適制御」、システムと制御、Vol.23、NO.8、1979、pp425-432
- 48)H. NAKAMURA, H. AKAIKE, "Statistical Identification for Optimal Control of Supercritical Thermal Power Plants", Automatica, Vol.17, NO.1, pp143-155, 1981
- 49)平岡正勝、津村和志、藤田逸朗、金谷利憲、「活性汚泥プロセスの統計的解析」、安川電気、Vol.47、NO.3、pp180-186、1983
- 50)M. Hiraoka, K. Tsumura, "MODELING AND CONTROL OF THE ACTIVATED SLUDGE PROCESS BY USE OF AUTOREGRESSIVE MODEL", 9th IFAC CONFERENCE, BUTAPEST, 1987/7
- 51)Kazushi Tsumura, Masakatsu Hiraoka, "THE PHILOSOPHY OF THE ACTIVATED SLUDGE CONTROL", 下水処理システムのコンピュータ制御に関する研究、昭和54年度科学研究報告書、課題番号446142
- 52)浦辺真郎、寺島 泰、多田淳司、「自己回帰モデルによるごみ焼却炉の自動燃焼法について」、第7回全国都市清掃研究発表会講演論文集、pp156-159、1986/2
- 53)五郎丸剛志、花房秀郎、米澤 洋、岩河信裕、「ごみ焼却炉の動特性」、日本機械学会講演論文集、No.760-3、1981/4
- 54)斉藤隆彦、「熱流体解析による都市ごみ焼却炉の燃焼制御に関する研究」、京都大学工学研究科衛生工学専攻修士論文、1988/2
- 55)得丸英勝、添田 喬、中溝高好、秋月影雄、「計数・測定 ランダムデータ処理の理論と応用」、培風館、1982/3
- 56)J. S. Bendat & A. G. Piersol、訳 徳丸英勝ら:「ランダムデータの統計的処理」、培風館、1976/1
- 57)砂原善文、「確立システム理論」、朝倉書店、1987/3
- 58)砂原善文、「不規則現象解明のための基礎」、化学工学、Vol.51、NO.12、pp924-931
- 59)砂原善文、「不規則データ処理の問題点と今後の動向」、システムと制御、Vol.31、N

0.11、pp775-782、1987

60) A. C. Harvey、訳 国友直人、山本 沢:「時系列モデル入門」、東京大学出版会、1985/9

61) 相良節夫、秋月影雄、中溝高好、片山 徹、「システム同定」、計測自動制御学会

62) 日野幹雄、「スペクトル解析」、朝倉書店、1977/10

63) 小郷 寛、美多 勉、「システム制御理論入門」、実教出版、1986/12

64) 伊藤正美、「大学講座自動制御」、丸善

65) 伊藤正美、「自動制御概論」、昭晃堂、1981/3

66) 高橋安人、「ディジタル制御」、岩波書店、1986/10

67) 中村秀雄、内田主幹、「ボイラLQ制御ゲインのDP計算における重みの与え方」、第22回SICE学術講演会論文、1983/7

68) 中村秀雄、「発電用ボイラの最適制御」、日本機械学会第560回講習会教材、1983/6、pp111-126

69) 排プラスチックの高温燃焼技術の開発事業報告書、プラスチック処理促進協会、1988/3

70) Hirotugu Akaike, "ON THE USE OF A LINEAR MODEL FOR THE IDENTIFICATION FEED-BACK SYSTEM", Ann. Inst. Statist Math. Vol.20, pp425-439, 1968

71) 五郎丸剛志、花房秀郎、米澤 洋、岩河信裕、「揺動火格子式ごみ焼却炉のごみの燃焼過程モデル」、計測自動制御学会論文集、Vol. 25、NO.1、pp62-68、1989

## 本論文の関連文献

- 72) 藤原健史、平岡正勝、津村和志、高市克己、辻本進一、「自己回帰モデルによる都市ごみ焼却炉の多目的制御に関する研究」、土木学会第40回年次学術講演集、1985
- 73) 廣富 元、辻本進一、高市克己、「ごみ焼却炉における計装制御と最近の動向」、計装、Vol. 29、NO. 3、pp46-54、1986
- 74) 平岡正勝、藤原健史、津村和志、高市克己、辻本進一、「自己回帰モデルによる都市ごみ焼却炉の自動燃焼制御について」、京都大学環境衛生工学研究会第8回シンポジウム、1986
- 75) 藤原健史、平岡正勝、津村和志、高市克己、辻本進一、「A D C方式による都市ごみ焼却炉のNOx及び蒸発量の同時制御に関する研究」、土木学会第41回年次学術講演集、1986
- 76) Masakatsu Hiraoka, Takeshi Fujiwara, Kazushi Tsumura, Katsumi Takaichi, Shin-ichi Tsujimoto, "Computer Control System Of The Refuse Incinerator By Use Of The Multivariate Autoregressive Model", World Congress III Of Chemical Engineering, 1986
- 77) 平岡正勝、津村和志、藤原健史、高市克己、辻本進一、「自己回帰モデルによる都市ごみ焼却炉の多目的制御について」、都市と廃棄物、Vol. 16、NO. 9、1987、pp15-26
- 78) 平岡正勝、津村和志、藤原健史、高市克己、辻本進一、「自己回帰モデルによる都市ごみ焼却炉の最適制御法について」、第8回全国都市清掃研究発表会講演論文集、1987
- 79) 藤原健史、津村和志、平岡正勝、高市克己、辻本進一、「都市ごみ焼却炉のA C CとA R制御の協調による蒸発量及びNOxの同時制御に関する研究」、環境衛生工学研究、Vol. 1、pp17-25、1987
- 80) 藤原健史、平岡正勝、津村和志、高市克己、辻本進一、「都市ごみ焼却炉におけるNOx片側制御方式に関する研究」、土木学会第42回年次学術講演集、1987
- 81) 平岡正勝、津村和志、藤原健史、「都市ごみ焼却炉の自動制御」、環境技術、Vol. 16、NO. 10、pp666-670、1987
- 82) 平岡正勝、津村和志、藤原健史、高市克己、辻本進一、「自己回帰モデルによる都市ごみ焼却炉の高温燃焼制御技術の開発」、京都大学環境衛生工学研究会第10回シンポジウム、1988
- 83) 平岡正勝、「廃プラスチックの高温燃焼技術の開発について」、プラスピア、1988、pp16-24
- 84) 藤原健史、平岡正勝、津村和志、高市克己、辻本進一、「A Rモデルによる都市ごみ焼却炉の高温燃焼制御に関する研究」、土木学会第43回年次学術講演集、1988
- 85) 平岡正勝、津村和志、藤原健史、「A C C + A R協調制御による都市ごみ焼却炉の高温燃焼制御」、計装、Vol. 32、1989、pp37-44
- 86) 藤原健史、津村和志、平岡正勝、「自己回帰モデルを用いた都市ごみ焼却炉システムの解析」、衛生工学研究論文集、Vol. 25、1989、pp47-58